

粉粒体を充填した円管の軸圧縮によるエネルギー吸収特性

吉田, 真康 / YOSHIDA, Masayasu

(発行年 / Year)

2009-03-24

(学位授与年月日 / Date of Granted)

2009-03-24

(学位名 / Degree Name)

修士(工学)

(学位授与機関 / Degree Grantor)

法政大学 (Hosei University)

2008 年度

修士論文

粉粒体を充填した円管の軸圧縮によるエネルギー吸収特性

CHARACTERISTICS OF ENERGY ABSORPTION FOR PIPES
FILLED WITH POWDER BY AXIAL COMPRESSIVE LOAD

指導 直井 久 教授

主査 直井 久 教授

副査 新井 和吉 教授

法政大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 修士課程

07R1130 吉田 真康

1. 緒言	3
1.1. 研究の背景	3
1.2. 本研究の目的	5
1.3. 軸圧縮エネルギーの評価方法	6
2. 水圧を付加した円管の軸圧縮特性	7
2.1. 供試材	7
2.1.1. 供試管の特性	7
2.1.2. 供試管の寸法形状	8
2.2. 試験装置	9
2.3. 試験方法	10
2.4. 試験結果と考察	11
2.4.1. 変形挙動	11
2.4.2. 荷重変位特性	12
2.4.3. 荷重の均一化	15
2.4.4. 理論最適圧力	20
3. 粉粒体を充填した円管側面のドレイン形状と圧縮荷重の関係	22
3.1. 供試材	22
3.2. 試験装置	23
3.3. 試験方法	24
3.4. 試験結果と考察	25
4. 粉粒体を充填した円管側面のドレインに設置したアルミ箔と破断圧力との関係	28
4.1. 供試材	28
4.2. 試験装置	28
4.3. 試験方法	29
4.4. 試験結果と考察	30
5. 粉粒体を充填した円管の軸圧縮特性	34
5.1. 供試材	34
5.2. 試験装置	35
5.3. 試験方法	38
5.3.1. 側面ドレインによる内圧の制御	38
5.3.2. アルミ箔による内圧の制御	39
5.4. 試験結果と考察	41
5.4.1. 側面ドレインによる内圧の制御	41
5.4.2. アルミ箔による内圧の制御	45
6. 結言	49
参考文献	50

付録.....	51
供試管の溶接部の影響.....	51
粉粒体を充填した円管の座屈，圧潰の様子.....	53
謝辞.....	56

1. 緒言

1.1. 研究の背景

近年薄肉構造部材の軸圧縮現象が注目を浴びている．薄肉構造部材の軸圧縮では，塑性状態になると軸圧縮荷重の振動が発生してしまう¹⁾⁻²⁾．そこで薄肉構造部材に補強リブを設置したり，多孔質金属を充填することで，軸圧縮荷重の振動を抑制する研究が種々行われてきた³⁾．図 1 にリブ付き六角形アルミニウム管を車体の薄肉構造部材に適用した実用例を示す．これは六角形の形状をしたアルミニウム管の内部に補強リブを設けたもので，断面構造に特徴を持っている．

しかしこれらの技術を用いた薄肉構造部材の軸圧縮では，座屈，圧潰の段階において補強リブや多孔質金属の残存により，圧縮時の荷重が急激に増加するため改善が求められている．また薄肉構造部材に内圧を付加することで，部材の荷重変位特性が変化することが報告されている⁴⁾．

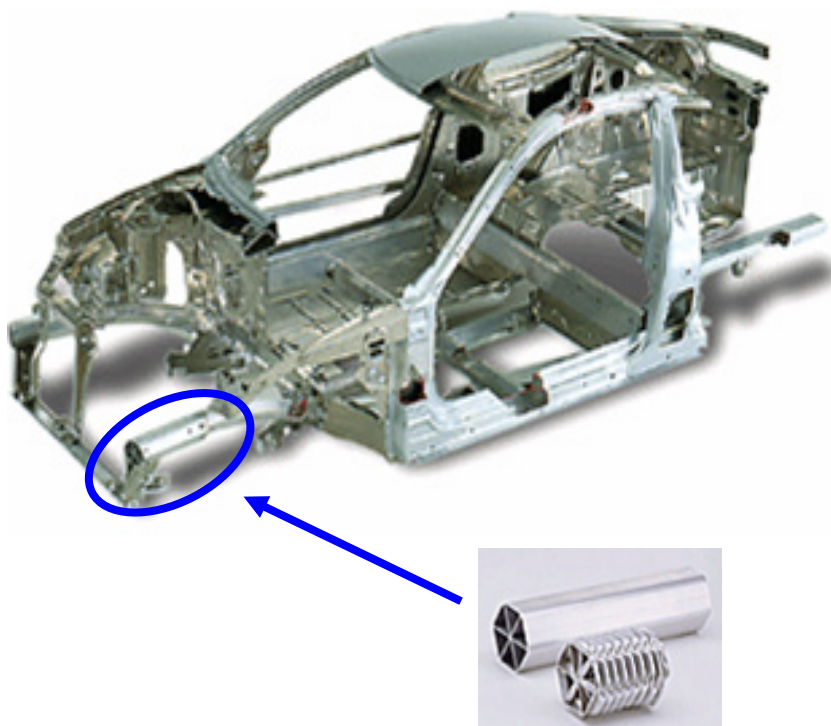


図 1 リブ付き六角形アルミニウム管の実用例
(株式会社 本田技術研究所 資料より引用)

図 2 にアルミニウム円管に多孔質金属を充填し，軸圧縮した際の変形挙動を示す．充填した多孔質金属は MHS（Metallic Hollow Spheres）と呼ばれている鉄系中空球殻である．アルミニウム円管に多孔質金属を充填することで，軸圧縮した際に充填した多孔質金属がアルミニウム円管内に残存し，最大圧縮変位が管単体を軸圧縮した時と比べて約 10%減少してしまう．この最大圧縮変位の減少が軸圧縮時のエネルギー量の損失に直結してしまう．

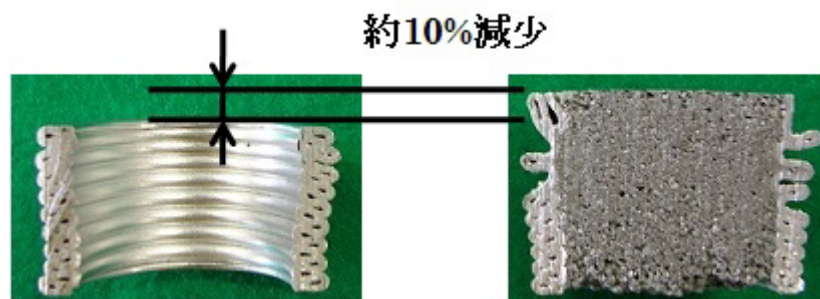


図 2 多孔質金属を充填した円管の変形挙動

1.2. 本研究の目的

円管内部に内圧を付加し軸圧縮することで，付加した内圧が円管の変形挙動や荷重変位特性に与える影響について検討する．また補強リブや多孔質金属を充填する代わりに，薄肉構造部材に粉粒体を充填し，座屈，圧潰の過程において粉粒体を薄肉構造部材から排出させることで，急激な荷重の増加を防ぐ技術の開発を目指す．

本研究では付加する内圧と荷重変位特性の関係を基に粉粒体を円管に充填し，円管に一定内圧を作用させることで，圧縮荷重の均一化および圧縮荷重の急激な増加を抑制し，軸圧縮時のエネルギー量を評価する．

1.3. 軸圧縮エネルギーの評価方法

図 3 に薄肉円管を軸圧縮した際の荷重変位特性を示す。図 3 より，薄肉円管を軸圧縮することで初期に高い荷重が発生し，その後変位が増加するにつれ荷重が減少していく様子が分かる。軸圧縮エネルギー量は，式 (1) に示すとおり部材が受ける荷重と変位の積，つまり図 3 の塗りつぶし部分 (A) が薄肉円管を軸圧縮した際のエネルギー量である。また図 3 の斜線部 (B) が薄肉円管を軸圧縮した際のエネルギー未利用部である。軸圧縮エネルギー量を増加させるためには，最大圧縮変位を減少させずに荷重の振動の抑制により荷重を均一にし，斜線部 (B) を減少させれば良い。

$$E = \int W dx \quad (1)$$

E は軸圧縮エネルギー量，W は薄肉円管を軸圧縮した際に発生する荷重，x は圧縮変位量である。

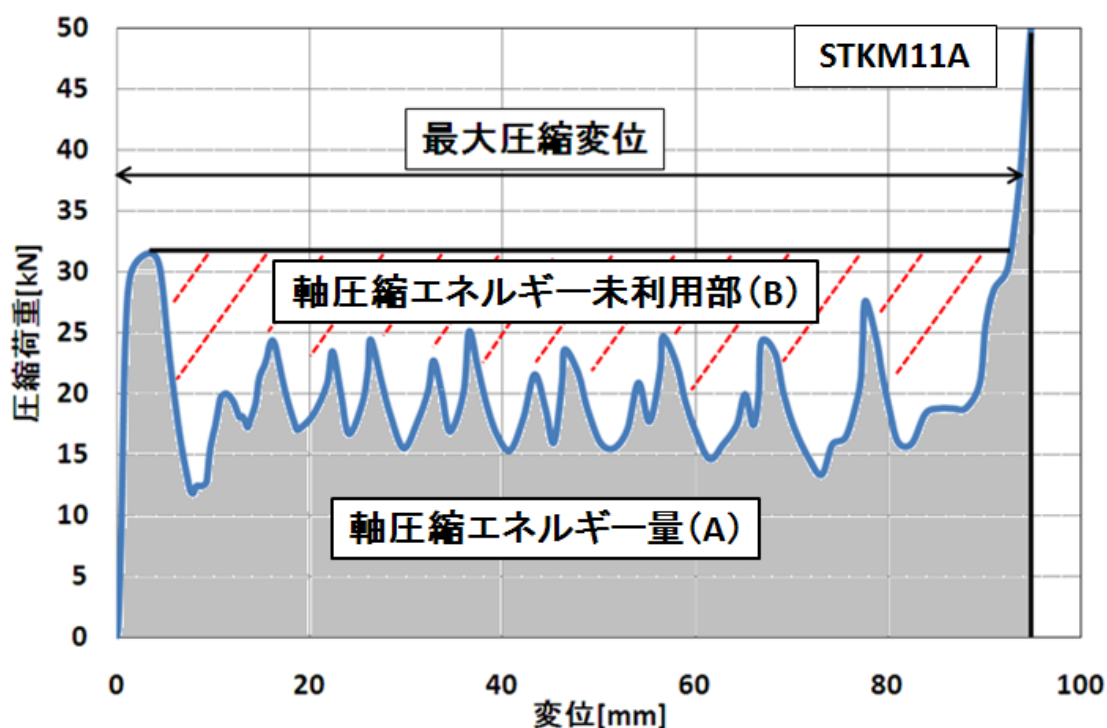


図 3 軸圧縮エネルギーの評価方法

2. 水圧を付加した円管の軸圧縮特性

2.1. 供試材

2.1.1. 供試管の特性

本試験に使用した供試管は、Al-Mg-Si 系アルミニウム押出し円管 6063-T5 である。

6000 系合金は強度、耐食性ともに良好で、代表的な構造用部材として挙げられる。しかし溶接のままでは継手効率が低く、ヒス、リベット、ボルト接合による構造組立が行われることが多い。6063 は熱処理型の耐食性合金よりは強度は低いですが、押出性に優れ、複雑な断面形状の形材が得られ、耐食性、表面処理性も良好である。T5 は高温加工から冷却後人工時効硬化処理をしたもので、鋳物や押出材のように高温の製造工程から冷却後積極的に冷間加工を行わないで、人工時効硬化処理したものであり、矯正してもその冷間加工の硬化は少ない。主な用途としては、車輛、建築、ガードレール、高欄、家具、電化製品、装飾品である。

本試験で使用したアルミニウム円管 6063-T5 の機械的特性を表 1 に、化学成分を表 2 に示す。

表 1 6063-T5 の機械的特性

降伏応力 [MPa]	引張り強さ [MPa]	伸び [%]	F 値 [MPa]	n 値 [-]
170	215	11	376	0.18

表 2 6063-T5 の化学成分

化学成分[mass%]			
Al	bal	Mn	0.10
Mg	0.45	Ti	0.10
Fe	0.35	Zn	0.10
Si	0.20	Cu	0.10
Cr	0.10		

2.1.2. 供試管の寸法形状

供試管の寸法は、内径 34mm、標点部の外径 36mm、標点部の肉厚 1mm、標点間長さ 80mm である。図 4 に供試管の寸法形状と外観を示す。すみ肉溶接によって供試管の上部には蓋を、下部にはネジ部を取り付けた。溶接による熱影響を見るために図 4 の①、②、③部のショア硬さを測定した。表 3 に測定した①、②、③部および溶接を施していないアルミニウム円管 6063-T5 のショア硬さを示す。表 3 より供試管の標点部では溶接による熱影響をあまり受けていないことが分かる。

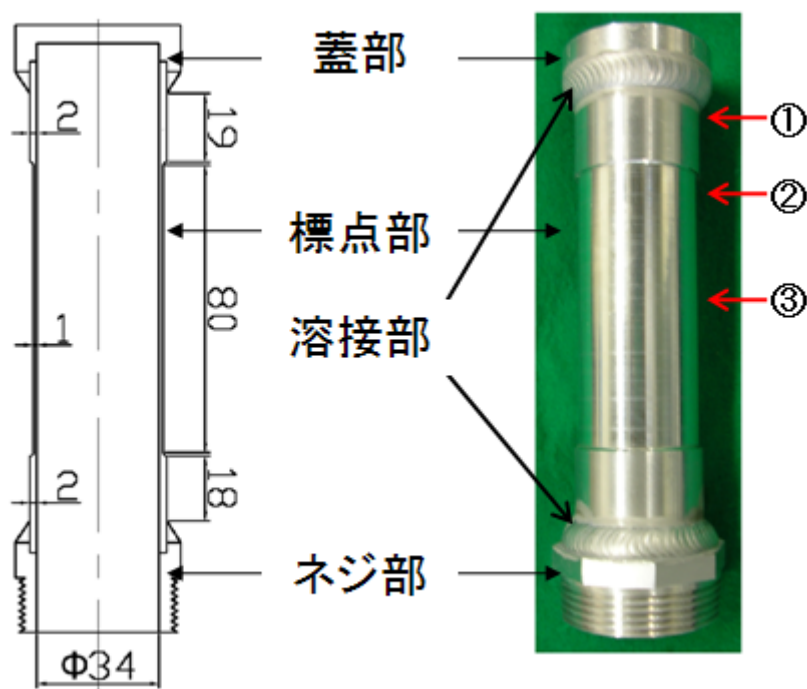


図 4 供試管の寸法形状と外観

表 3 ショア硬さ

測定箇所（溶接部からの距離 l）	ショア硬さ HS
①（l=5mm）	23.6
②（l=25mm）	55.5
③（l=50mm）	60.9
アルミニウム円管（溶接無し）	61

2.2. 試験装置

試験に使用した内圧付加試験装置を図 5 に示す。本試験装置は、ポンプにより水槽内の水を供試管に送ることによって内圧を付加する。動歪計でポンプによって発生する圧力を測定し、リリースバルブにより水の排出量を制御することで供試管内部に一定圧力を付加することができる仕組みとなっている。

使用したポンプは、株式会社 神洋製の WS 型プランジャーポンプ 2 連式で、限界圧力は 10MPa である。動歪計は KYOWA DPM-700B, 圧力変換器は KYOWA PGM-100KE で定格容量は 10MPa のものを使用した。ポンプの外観を図 6 に示す。

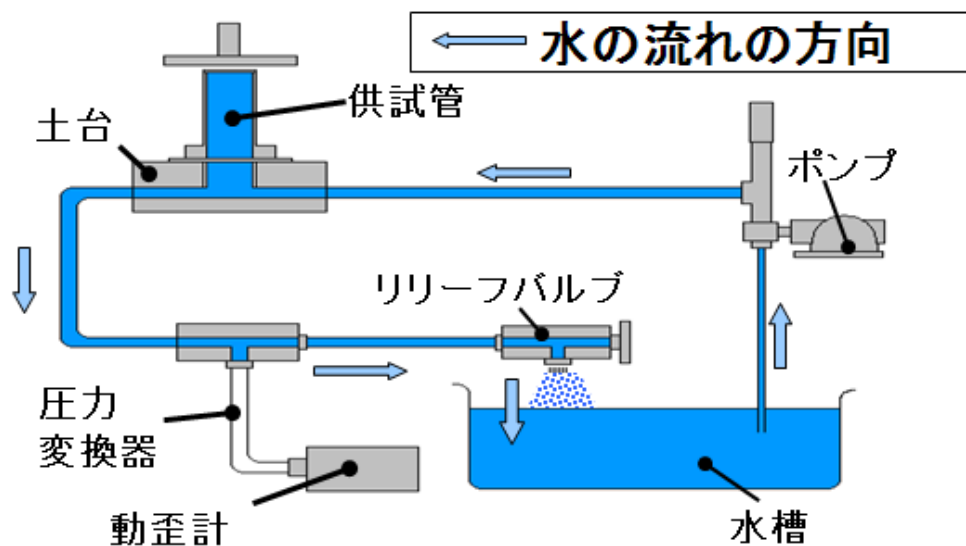


図 5 内圧付加試験装置

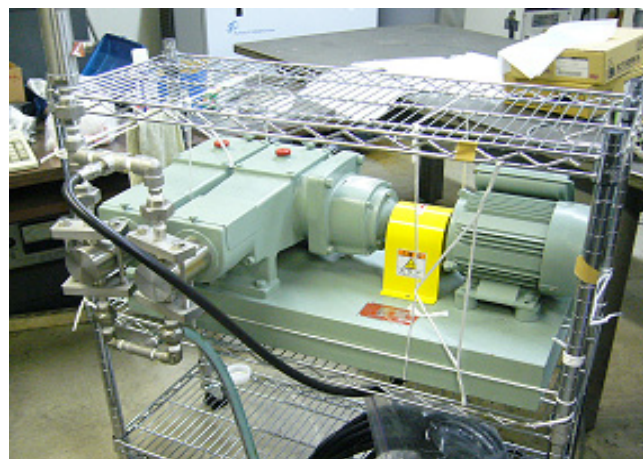


図 6 WS 型プランジャーポンプ 2 連式

2.3. 試験方法

図 5 に示した内圧付加試験装置によって供試管に内圧を付加した後，インストロン万能試験機を用いて供試管を単軸圧縮する．圧縮速度は供試管の軸方向に速度 30mm/min とした．供試管に付加する内圧を表 4 に示す．

これらの試験結果よりアルミニウム円管の変形挙動を観察するとともに荷重変位特性を解析した．

図 7 にインストロン万能試験機の外観を示す．

表 4 供試管に付加する内圧

No.1	No.2	No.3	No.4
0MPa	4.2MPa	6.2MPa	8.6MPa

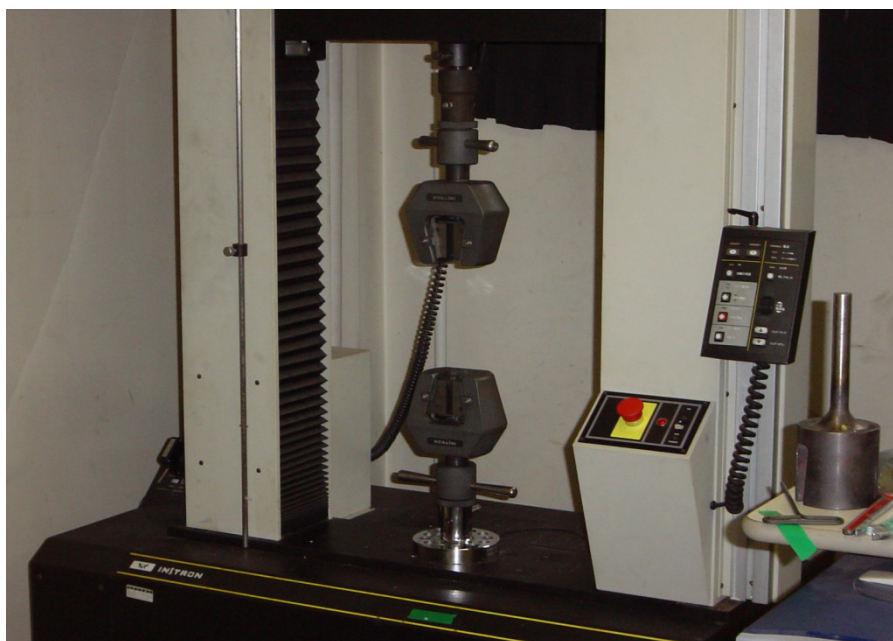


図 7 インストロン万能試験機

2.4. 試験結果と考察

2.4.1. 変形挙動

アルミニウム円管の変形挙動を図 8 に示す．またアルミニウム円管断面の変形挙動を図 9 に示す．アルミニウム円管に内圧を付加することで，円管軸圧縮時の変形挙動は非軸対称変形から軸対称変形へと移行することが確認できる．また図 9 に示すとおり，内圧を付加することで円管の内側方向への座屈が抑制され，外側方向へのしわが増大した．管単体（内圧 0MPa）の軸圧縮時には 6 個のしわが発生したが，8.6MPa の内圧を付加したことで発生するしわの数は 3 個に減少している．

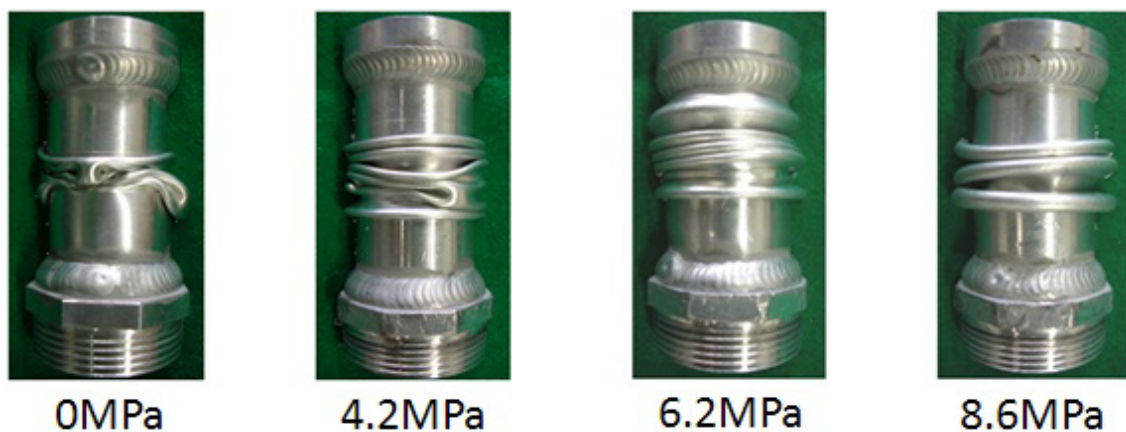


図 8 アルミニウム円管の変形挙動

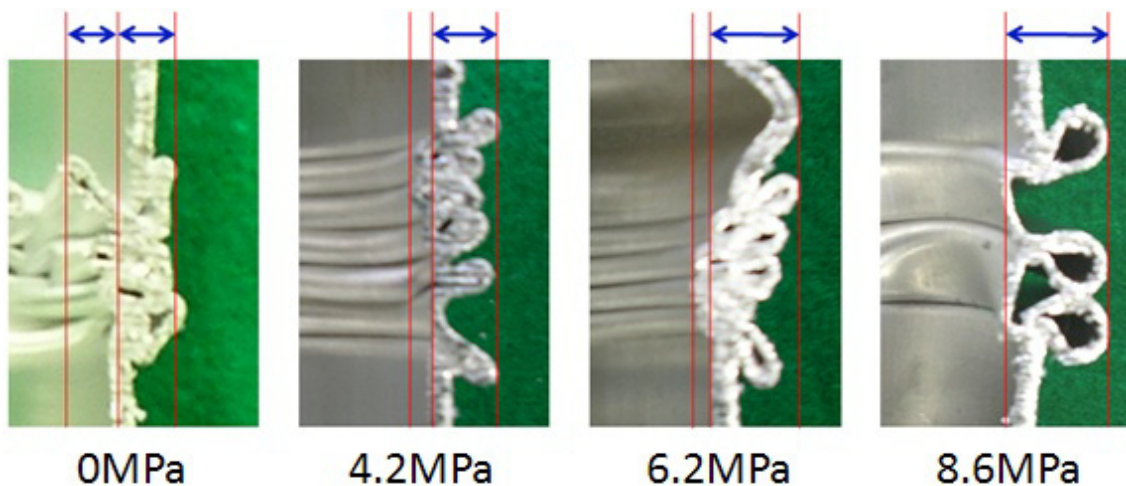


図 9 アルミニウム円管断面の変形挙動

2.4.2. 荷重変位特性

内圧を付加したアルミニウム円管を軸圧縮した際の荷重と変位の関係を図 10 に示す。図 10 より、円管に内圧を付加することで荷重が全体的に増加することが分かる。また付加した内圧が高いほど初期のピーク荷重値 $F_{\max}$ は減少し、一方荷重の減衰部では最小荷重値 $F_{\min}$ が増加する傾向が見られた。

管単体（内圧 0MPa）を軸圧縮した時の初期のピーク荷重値 $F_{\max}$ と減衰部の最小荷重値 $F_{\min}$ との差は 11.9kN であったが、アルミニウム円管に内圧を付加することで、付加内圧 4.2MPa では 8.3kN、6.2MPa では 4.5kN と荷重値の振幅は減少していき、8.6MPa では 0.5kN とほぼ均一の荷重を示した。

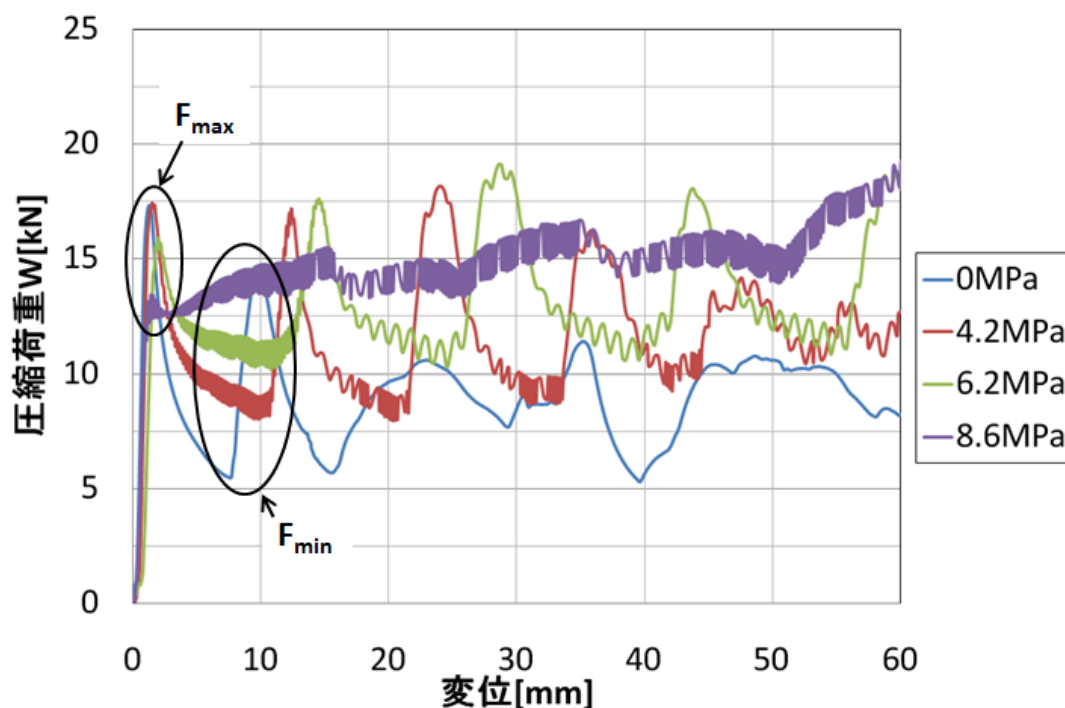


図 10 種々の内圧を付加したアルミニウム円管の荷重変位特性

また図 10 に示した荷重変位線図の付加内圧 4.2MPa, 6.2MPa, 8.6MPa では荷重の値に微小の振動が確認できる．この荷重の微小振動部分を拡大した図を図 11 に示す．変位 5mm での荷重の振幅数は，付加内圧 4.2MPa, 6.2MPa, 8.6MPa とともに 25 山であった．本試験に使用した株式会社 神洋製の WS 型プランジャーポンプ 2 連式の回転数は 150rpm であり，圧縮速度 30mm/min でアルミニウム円管を 5mm 軸圧縮する間のポンプの回転数は 25 回である．よって内圧を付加したアルミニウム円管を軸圧縮した際に発生した荷重の振動は，プランジャーポンプによって発生する振動と一致し，荷重の微小振動はポンプの回転が原因と思われる．

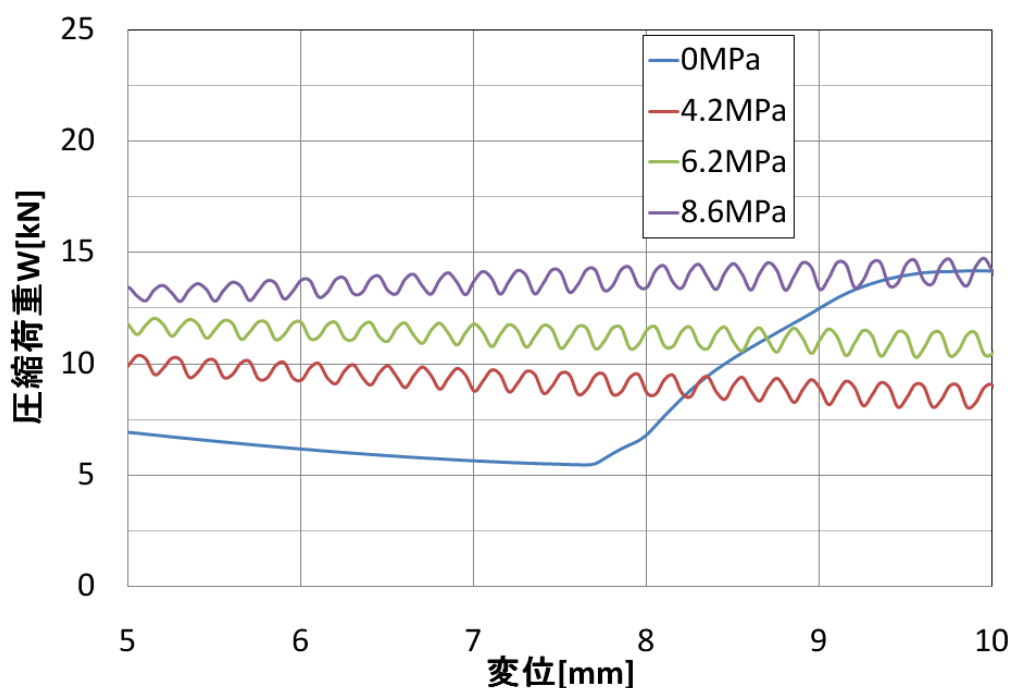


図 11 荷重の微小振動

次にアルミニウム円管を 50mm 軸圧縮した際のエネルギー量と付加内圧の関係を図 10 の荷重変位線図から求め、図 12 に示す。

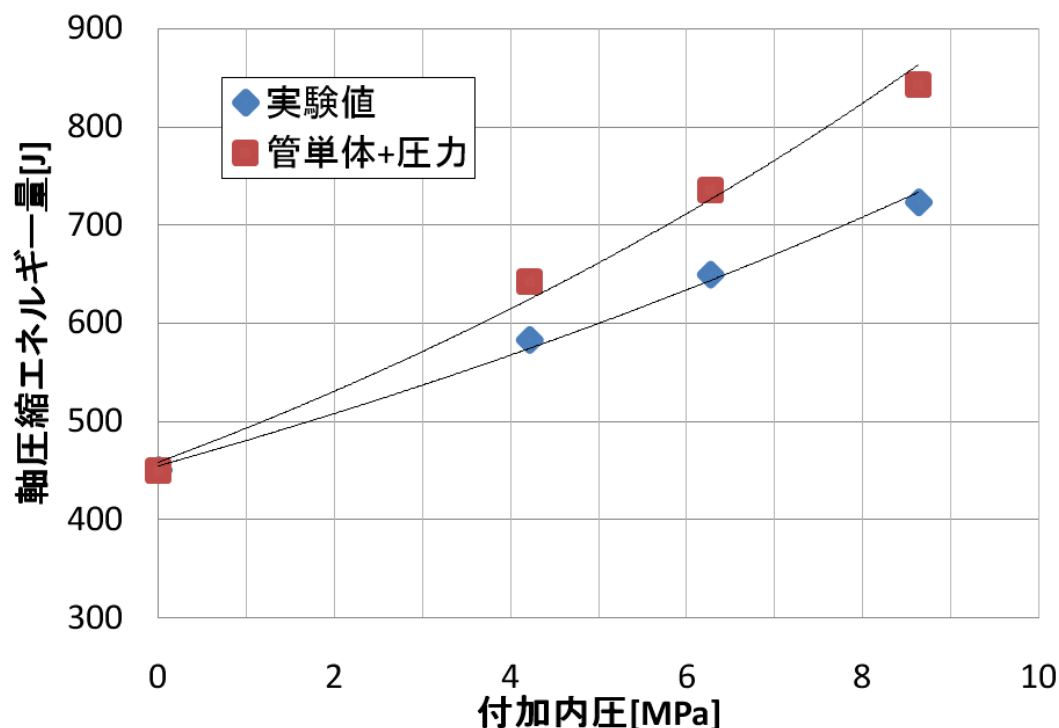


図 12 軸圧縮エネルギー量の実測値と単純加算値の比較

図 12 より付加した内圧が高いほどアルミニウム円管を 50mm 軸圧縮した際のエネルギー量は増加していき、付加内圧 8.6MPa では管単体（内圧 0MPa）と比較して軸圧縮エネルギー量が 60%増加した。これは上記の通り、内圧を付加することにより軸圧縮エネルギーの大きな軸対称変形へと変形挙動が移行したことや荷重が全体的に上昇したこと、荷重の振動が減少したことで軸圧縮エネルギー量が増加したと考えられる。また管単体（内圧 0MPa）を 50mm 軸圧縮するのに必要なエネルギーおよび付加した圧力のエネルギーの 2 つの単純加算値と荷重変位線図から求めた実測値を比較すると、単純加算値の方が軸圧縮エネルギー量は大きくなり、その傾向は付加内圧が高いほど顕著に現れた。これは内圧を付加したことでピーク荷重が減少したためと思われる。

2.4.3. 荷重の均一化

図 13 のようにアルミニウム円管側面における軸圧縮応力 σ_z を力の釣り合いから式 (5) のようにして求める.

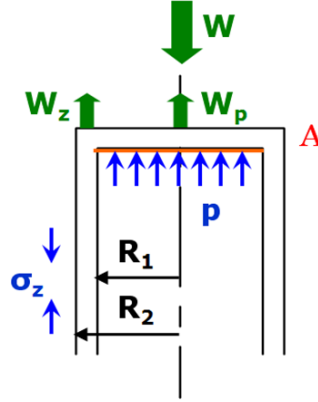


図 13 円管側面における軸方向応力 σ_z

$$W = W_z + W_p \quad (2)$$

$$W_z = \sigma_z \cdot \pi \cdot (R_2^2 - R_1^2) \quad (3)$$

$$W_p = \pi \cdot R_1^2 \cdot p \quad (4)$$

$$\sigma_z = \frac{W - \pi \cdot R_1^2 \cdot p}{\pi \cdot (R_2^2 - R_1^2)} \quad (5)$$

W はインストロン万能試験機で測定した圧縮荷重であり, R_1 , R_2 はアルミニウム円管の内半径および標点部の外半径, p はアルミニウム円管に付加した圧力である.

式 (5) より求めたアルミニウム円管側面における軸方向応力 σ_z と軸方向圧縮歪みの関係を図 14 に示す. 先に示した図 10 から分かるとおり, アルミニウム円管に内圧を付加することで圧縮荷重が均一になるのは, 軸方向ピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ と最小応力値 $\sigma_{z \min}$ が関係すると考えた. そこで図 14 での軸方向応力の初期ピーク値 $\sigma_{z \max}$ および減衰部の最小応力値 $\sigma_{z \min}$ と付加内圧の関係を図 15 に示す. 最小応力値 $\sigma_{z \min}$ は初期のしわ成形が完了した時の軸方向応力である. 図 15 より付加した内圧が大きいほど初期のピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ は減少していくが, 最小応力値 $\sigma_{z \min}$ は一定値を示した. 圧縮荷重がほぼ均一になった付加内圧 8.6MPa では初期のピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ と最小応力値 $\sigma_{z \min}$ はほぼ同一の値を示している.

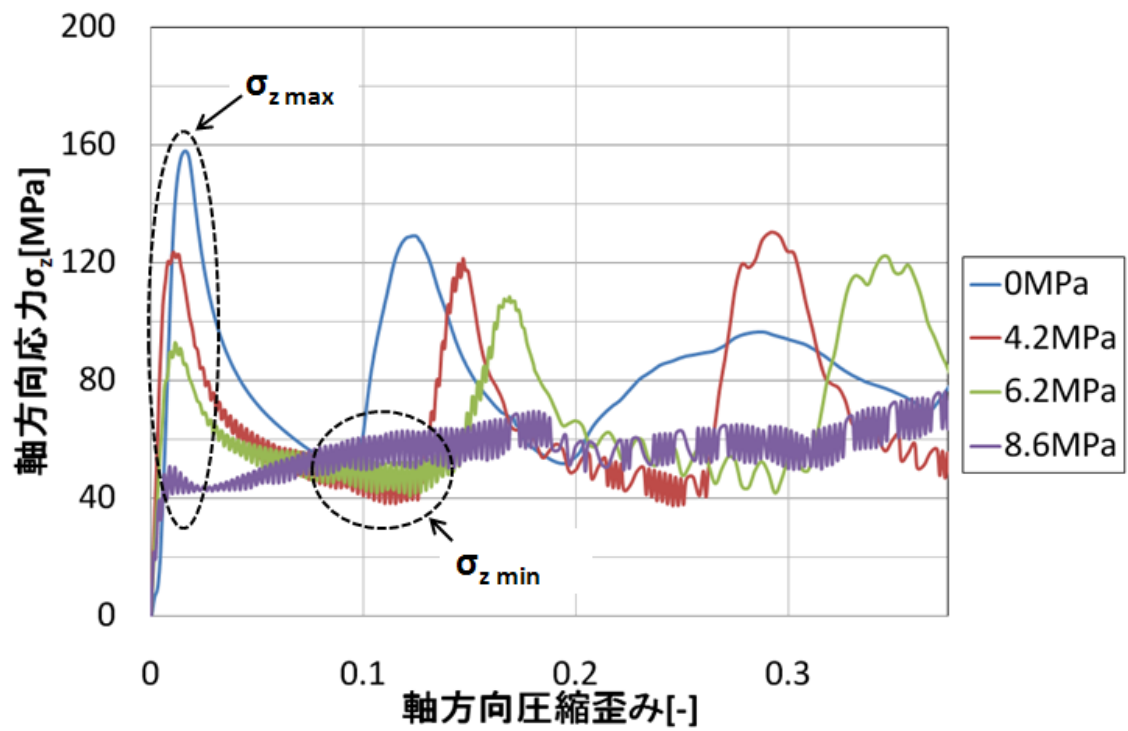


図 14 アルミニウム円管側面における軸方向応力歪み特性

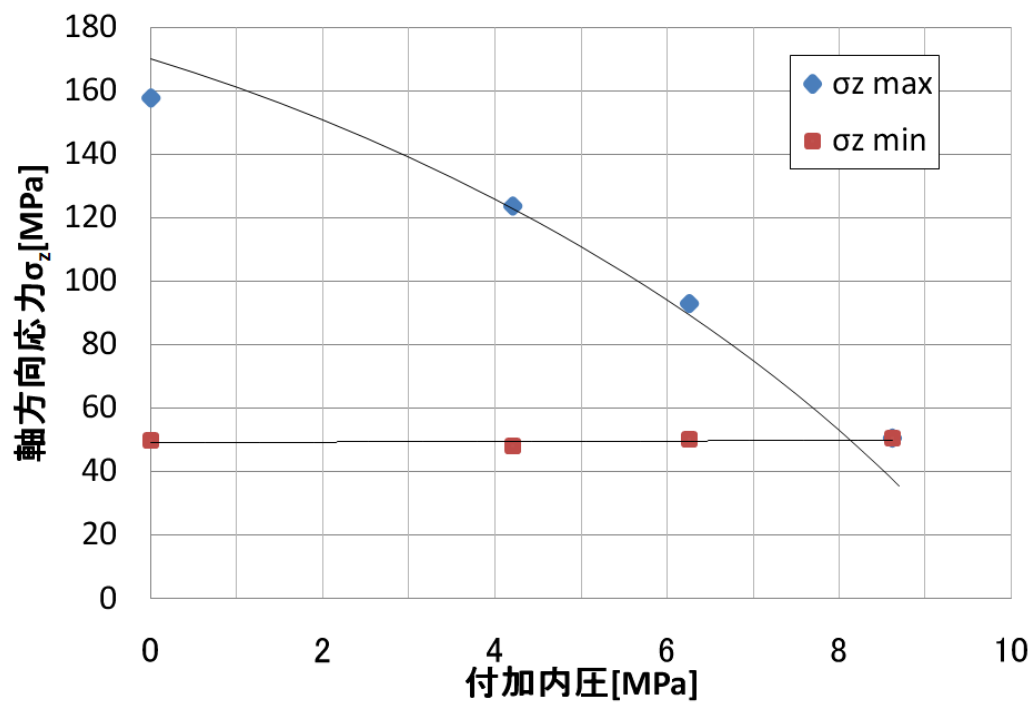


図 15 アルミニウム円管の軸方向応力と付加内圧の関係

アルミニウム円管に付加した内圧が大きくなるほど初期のピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ が減少するのは，付加する内圧が大きくなるとともに周方向および半径方向の応力が大きくなり，相当応力が降伏応力に達したためと考えた．アルミニウム円管の微小断面での応力状態を図 16 に示す．

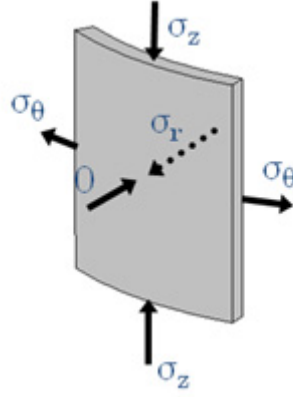


図 16 アルミニウム円管の微小断面での応力状態

この時の周方向応力 σ_θ および半径方向応力 σ_r は次式のとおりである．

$$\sigma_\theta = -\frac{R_1}{t} \cdot p \quad (6)$$

$$\sigma_r = -\frac{p}{2} \quad (7)$$

半径方向応力 σ_r は全面塑性状態になった時座屈が起こると考えたため，中立軸を基準として式 (7) のように定めた．また von Mises の降伏条件より，降伏応力 Y は，

$$Y = \sqrt{\frac{1}{2}\{(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2\}} \quad (8)$$

である．式 (6) から式 (8) より相当応力が降伏応力に達する際の軸方向理論ピーク応力 $\sigma_{z \max th}$ は

$$\sigma_{z \max th} = \frac{1}{2} \left\{ (\sigma_\theta + \sigma_r) + \sqrt{(\sigma_\theta + \sigma_r)^2 - 4(\sigma_\theta^2 + \sigma_r^2 - \sigma_\theta \cdot \sigma_r - Y^2)} \right\} \quad (9)$$

となる．

図 17 に試験で求めた初期のピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ および式 (9) によって求めた軸方向理論ピーク応力値 $\sigma_{z \max th}$ と付加内圧との関係を示す。

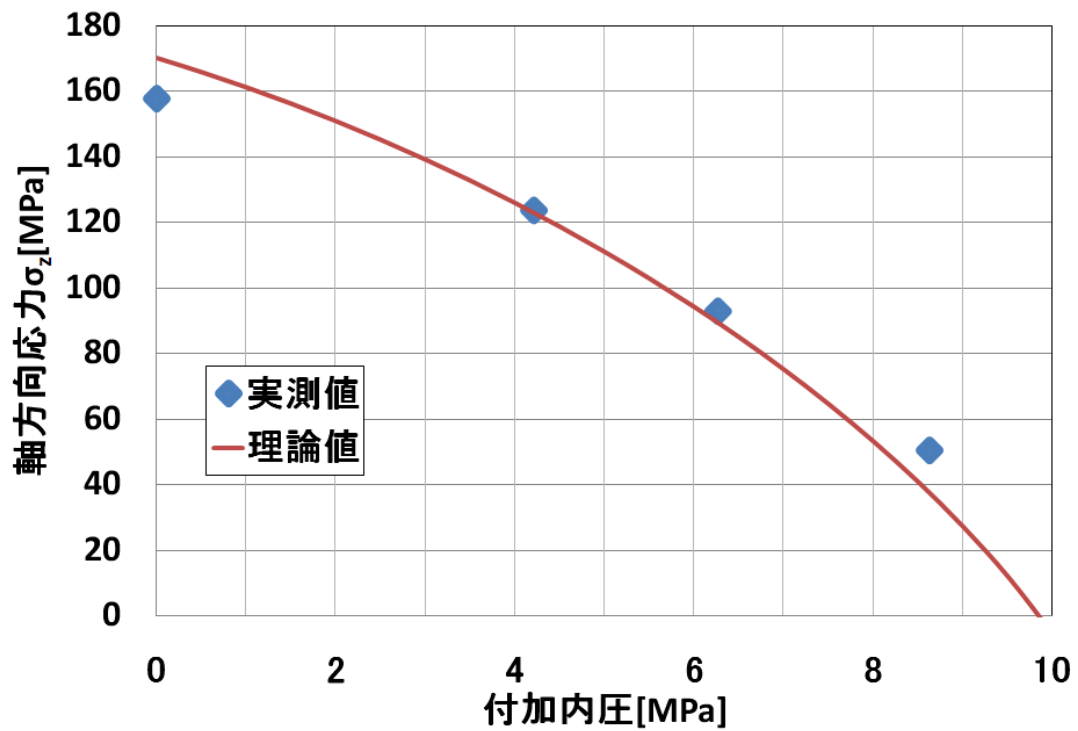


図 17 理論ピーク応力値の実測値と理論値の比較

図 17 より実測値と理論値がほぼ一定の値を示しており，初期のピーク応力値は式 (9) によって求められることが分かった。

また最小応力値 $\sigma_{z \min}$ が一定値を示すのは、図 18 に示す様に軸圧縮によりしわ成形部分の質量が増加したためと考えた。円管に付加する内圧が大きくなるほどしわ成形部の質量の増加も大きくなる。しわ成形部の単位面積あたりの質量が増加することで、内圧付加により発生する周方向応力はあまり変化せず、しわ成形が完了する条件は軸方向応力が支配的になると思われる。円管のしわ成形部には、図 18 に示す曲げ当該部の質量の増加に相当する肉厚増加があったと考え、表 5 に示す。また、相当肉厚を有する円管に内圧が付加された際の周方向応力 σ_{θ} を式 (6) より求め、表 5 に示した。表 5 より周方向応力 σ_{θ} は付加内圧に依らずほぼ一定の値を示していることが確認された。



図 18 曲げ当該部の質量増加の様子

表 5 付加内圧と軸方向応力および周方向応力の関係

付加内圧[MPa]	0	4.2	6.2	8.6
曲げ当該部の肉厚 t [mm]	3	5	8	10
軸方向応力 $\sigma_{z \min}$ [MPa]	50	45	49	54
周方向応力 σ_{θ}	0	-7.14	-6.59	-7.31
半径方向応力 σ_r [MPa]	0	2.1	3.1	4.3
相当応力 σ_{eq} [MPa]	50	48.19	51.43	56.41

円管の軸圧縮試験により求めた最小応力値 $\sigma_{z \min}$ とアルミニウム円管の降伏応力 σ_Y 、引張り強さ σ_{TS} との関係を表 (10) に示す。

$$\sigma_{z \min} = 0.12(\sigma_Y + \sigma_{TS}) \quad (10)$$

以上よりピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ と最小応力値 $\sigma_{z \min}$ が一致する内圧を円管に付加することで、アルミニウム円管の軸圧縮時に発生する荷重の均一化が可能であると考えられる。

2.4.4. 理論最適圧力

式 (9) を基に初期のピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ と最小応力値 $\sigma_{z \min}$ が一致する内圧の式を算出し、式 (11) に示す。 $\sigma_{z \min}$ は式 (10) によって求まる減衰部での最小応力値であり、 t はアルミニウム円管の標点部の肉厚、 R_1 は円管の内半径、 Y は降伏応力である。

$$p = \frac{-\sigma_{z \min} \times \left(\frac{R_1}{t} - \frac{1}{2}\right) + \sqrt{\left\{\sigma_{z \min} \times \left(\frac{R_1}{t} - \frac{1}{2}\right)\right\}^2 - 4(\sigma_{z \min}^2 - Y^2)\left\{\left(\frac{R_1}{t}\right)^2 + \frac{1}{4} + \frac{R_1}{2t}\right\}}}{2\left\{\left(\frac{R_1}{t}\right)^2 + \frac{1}{4} + \frac{R_1}{2t}\right\}} \quad (11)$$

式 (11) によって求めた本試験に使用したアルミニウム円管の圧縮荷重を均一にする最適圧力は 8.1MPa である。

図 19 に付加内圧 6.2MPa および付加内圧 8.6MPa でのアルミニウム円管の荷重変位特性を示す。最適内圧 8.1MPa での荷重変位特性は図 19 の付加内圧 6.2MPa と付加内圧の 8.6MPa の間に存在すると想定できる。付加内圧 8.6MPa は内圧を付加し過ぎたことで、荷重減衰部での荷重値の増加が大きくなり、多少の荷重値の過度の増加が発生したと思われる。

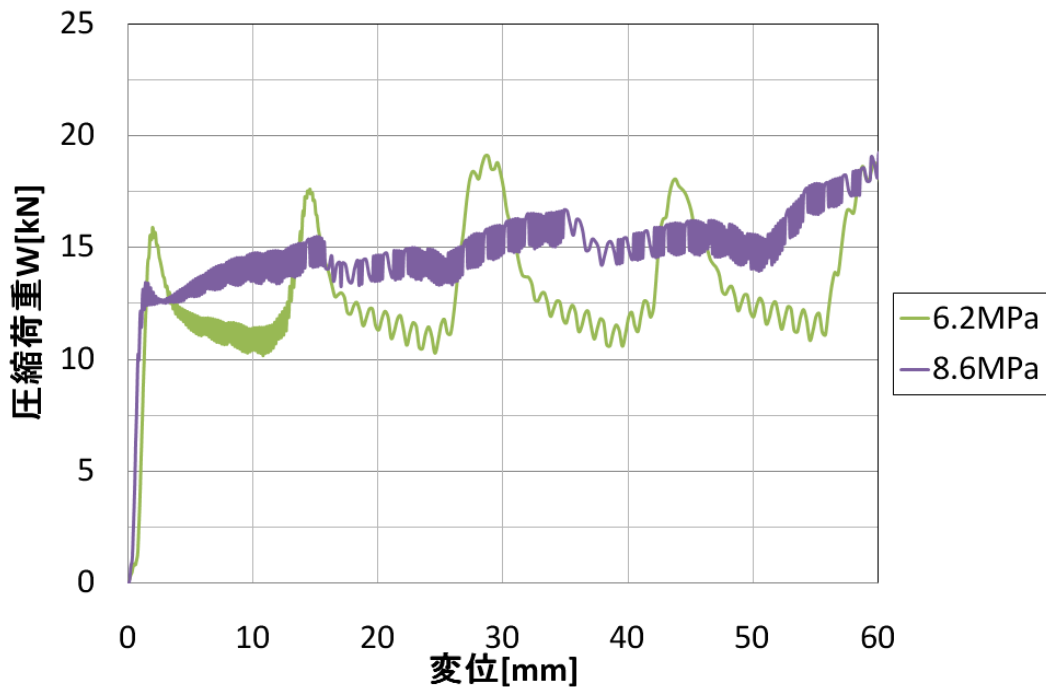


図 19 付加内圧 6.2MPa および付加内圧 8.6MPa での荷重変位特性

この試験により，薄肉構造部材に適度の内圧を付加し軸圧縮することで，軸圧縮時に発生する荷重が均一になることが明らかになった．しかし流体を用いて一定内圧を付加する機構は，流体を密閉，保持するのが非常に困難であるため実現は難しい．そこで流体と同様に流動性のある粉粒体を薄肉構造部材に充填し軸圧縮するとともに，薄肉構造部材に設けたドレインから充填した粉粒体を排出させることで薄肉構造部材に一定内圧を付加し，荷重を均一にする機構の開発に取り組む．

3. 粉粒体を充填した円管側面のドレイン形状と圧縮荷重の関係

3.1. 供試材

試験に仕様した粉粒体はガラスビーズで、平均粒径は $300\mu\text{m}$ である．使用したガラスビーズの材料特性を表 6 に，ガラスビーズの外観を図 20 に示す．

表 6 ガラスビーズの材料特性

平均粒径 (μm)	縦弾性係数 (GPa)	嵩密度 (g/cm^3)
300	71.3	1.47

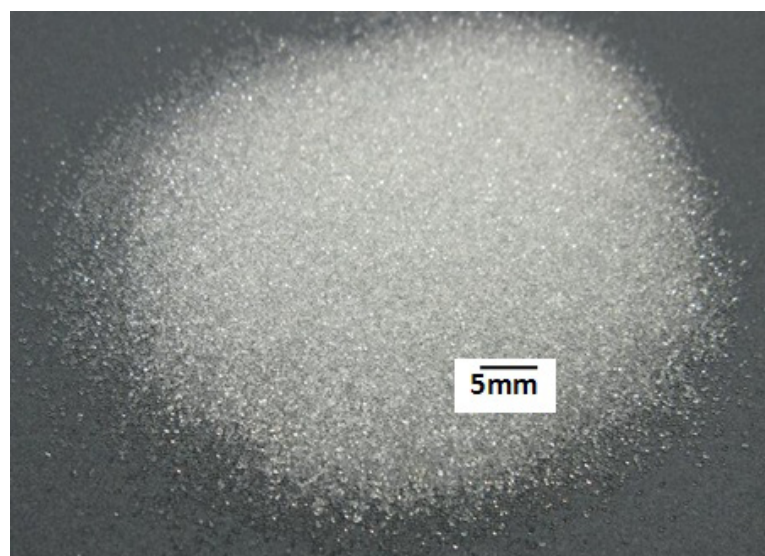


図 20 ガラスビーズの外観

3.2. 試験装置

使用したピストンシリンダーの概略図を図 21 に、ピストンシリンダーおよびドレインの写真を図 22 に示す。ピストンシリンダーの内径は 50mm、高さ 189mm、材質は S45C である。底板から高さ 120mm の位置にドレインを 1 箇所設置してあり、円形プレートを変更することでドレイン径および肉厚の変更が可能である。ピストン部分には、協和シール工業株式会社製の X リング KS-X326A が取り付けられている。使用した円形プレートは冷間圧延鋼板で、外径は 20mm、円形プレートの中心にドレインが設けられている。円形プレートと止めネジはテープにより接着した。

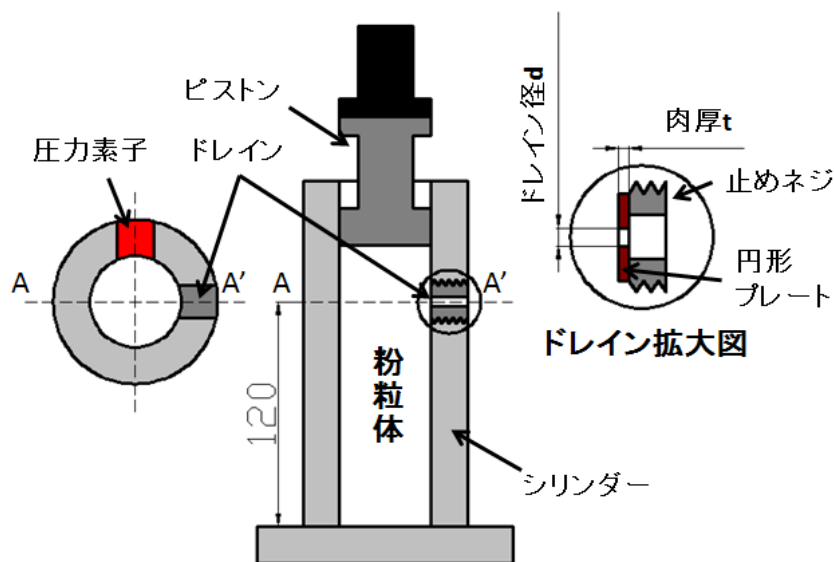


図 21 ピストンシリンダー概略図

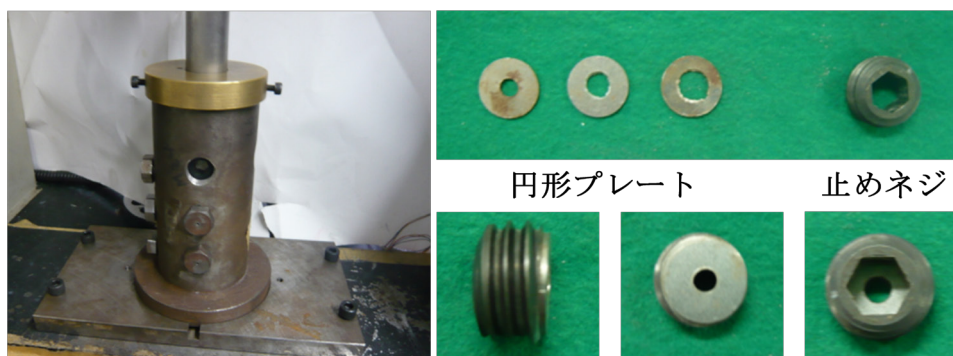


図 22 ピストンシリンダーおよびドレイン

3.3. 試験方法

円管側面に設けたドレインの形状が圧縮荷重に及ぼす影響を明らかにするため、ピストンシリンダーを用いて、側面に設けたドレインの径 d および円形プレートの肉厚 t と圧縮荷重の関係を調べる。

ピストンシリンダーの底板から高さ 160mm の位置まで粉粒体を充填する。そしてインストロン万能試験機を用いてピストンシリンダーの側面に設けたドレインから充填した粉粒体を排出させながら単軸圧縮し、圧縮荷重を測定する。インストロン万能試験機の圧縮速度は 170mm/min とした。試験に使用した円形プレートの肉厚と円形プレートに設けたドレインの径を表 7 に示す。

表 7 円形プレートの肉厚 t とドレイン径 d

肉厚 t [mm]	0.5	1	1.6	3	5	10	30
ドレイン径 d [mm]	4	6	9	12			

3.4. 試験結果と考察

試験によって求めた圧縮荷重と変位の関係の一例を図 23 に示す。図 23 は円形プレートの肉厚 $t=5\text{mm}$ ，ドレイン径 $d=6\text{mm}$ の場合の荷重変位線図である。図 23 より，変位 10mm から 30mm では圧縮荷重が一定のプラトー領域が確認できる。これは軸圧縮した際にピストンに設けた側面ドレインより粉粒体が排出されたため，一定の荷重値を示すプラトー領域が現れたと思われる。

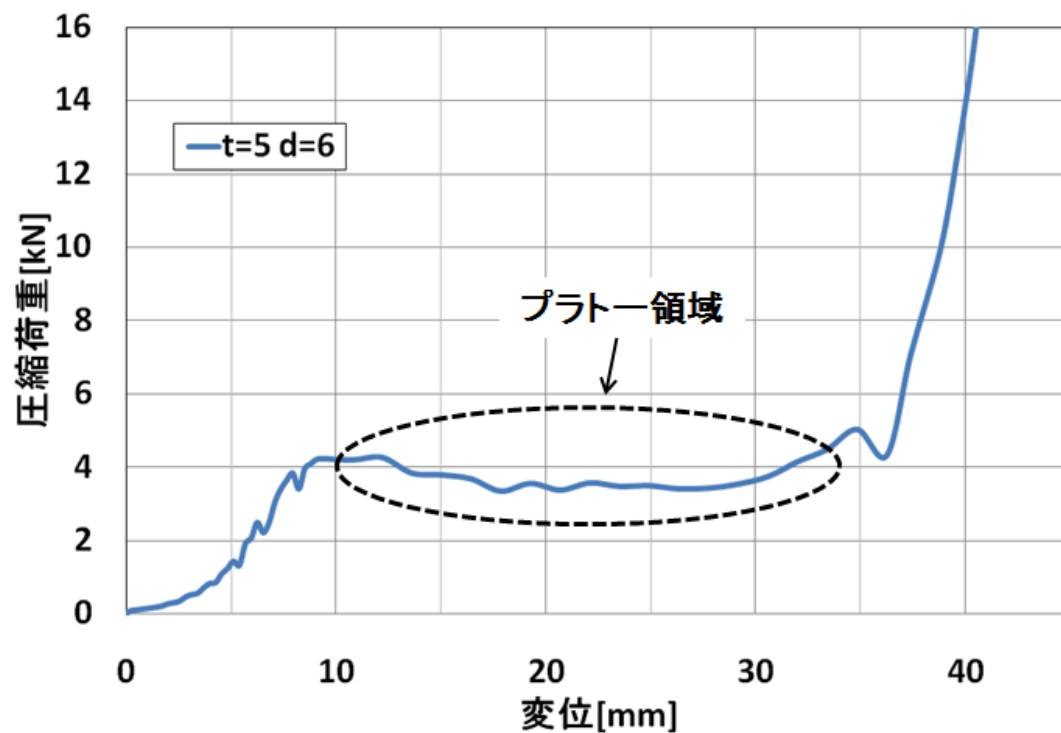


図 23 ピストンシリンダーによる荷重変位特性

図 24 に種々の円形プレートの肉厚 t およびドレイン径 d とプラトー領域における圧縮荷重の関係を示す。また図 25 に図 24 の拡大図を示す。プラトー領域での圧縮荷重は、円形プレートの肉厚が厚くなるほど、またドレイン径が小さくなるほど大きくなっていく。しかし円形プレートの肉厚 t とドレイン径 d との関係 t/d が 0.5 未満においては、プラトー領域での圧縮荷重はドレイン径にのみ依存し、円形プレートの肉厚に依らないことが図 25 より分かる。よって円管側面にドレインを設ける場合、円管の肉厚 t とドレイン径 d の関係が $t/d < 0.5$ になる条件でドレインを設けることで、円管の肉厚が充填した粉粒体排出時に与える影響を無視できると思われる。

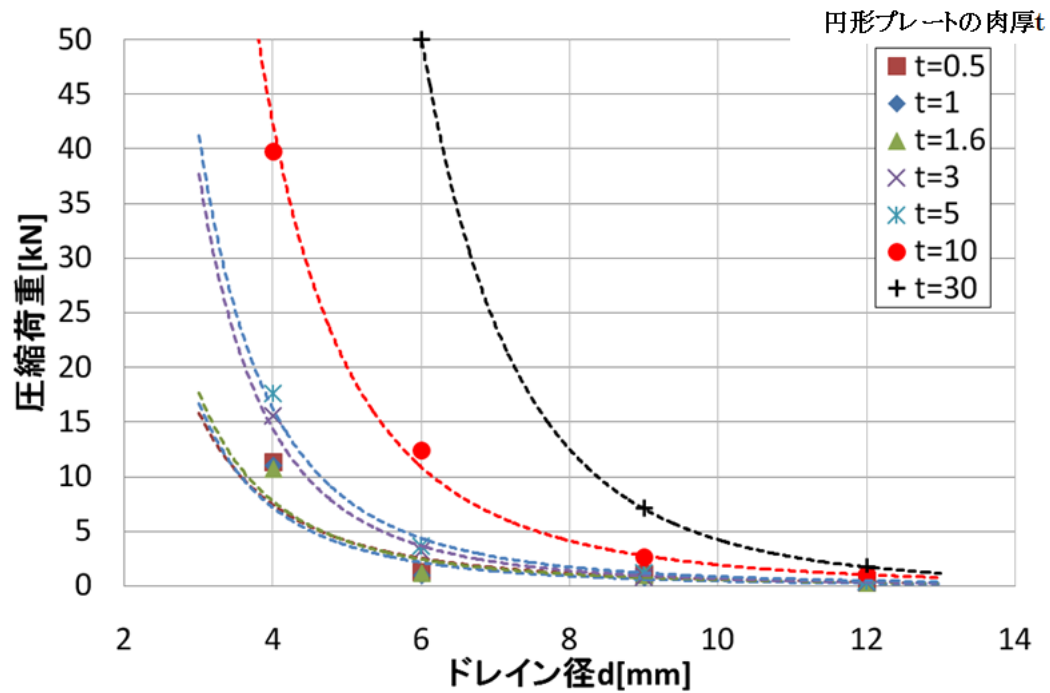


図 24 円形プレートの肉厚 t およびドレイン径 d と圧縮荷重の関係

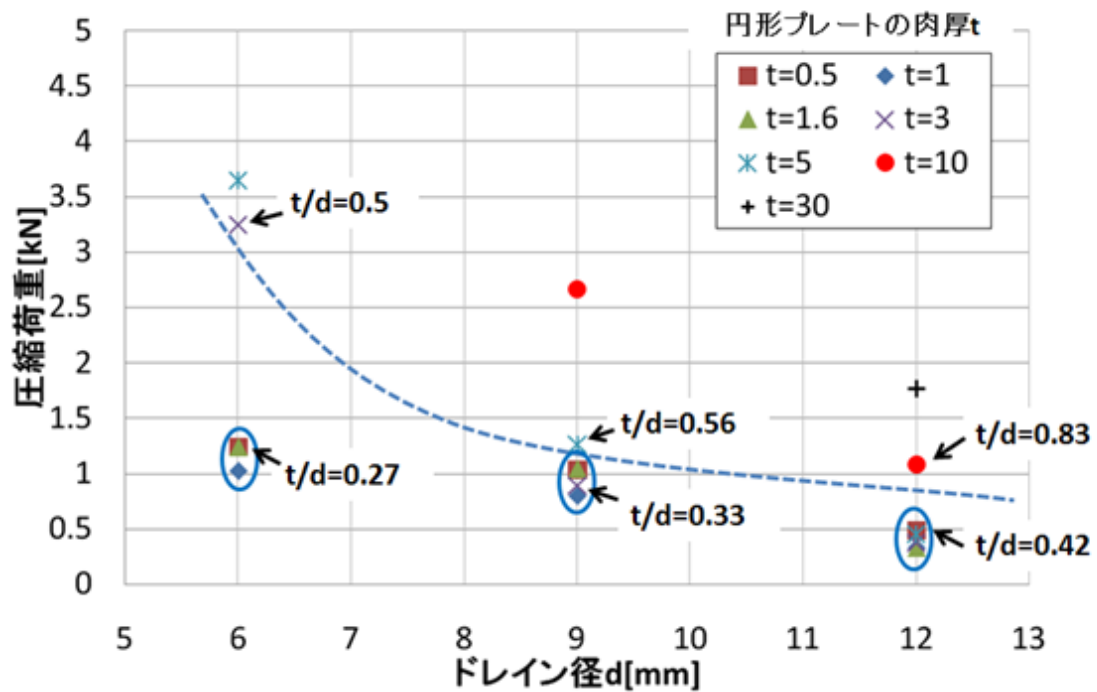


図 25 肉厚 t およびドレイン径 d と圧縮荷重の関係 (拡大図)

4. 粉粒体を充填した円管側面のドレインに設置したアルミ箔と破断圧力との関係

4.1. 供試材

試験に使用したアルミ箔は、東洋アルミニウム株式会社製の家庭用アルミ箔で、厚さ $11\mu\text{m}$ 、引張り強さ 60MPa である。また試験に用いた粉粒体は、3.1 で述べたガラスビーズを使用している。

4.2. 試験装置

試験装置は、3.2 で述べたピストンシリンダーを使用した。試験に用いた円形プレートは3.2と同じ中心にドレインを設けた外径 20mm の冷間圧延鋼板であり、肉厚は 1mm である。3.2 と同様、円形プレートを変更することでドレイン径の変更が可能である。図 26 にピストンシリンダーのドレイン拡大図を示す。ピストンシリンダーの側面に設けたドレインの円形プレート内側に、アルミ箔をテープにより設置した。ピストンシリンダーにはドレインと同じ高さで周方向に 90° ずれた位置に圧力素子を設置している。使用した圧力素子は、KYOWA PGM-100KE で定格容量は 10MPa である。

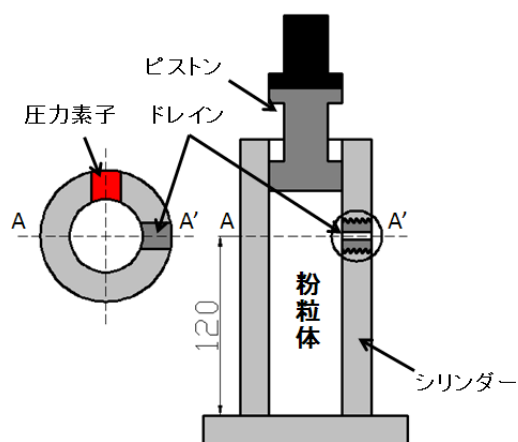


図 21 ピストンシリンダー

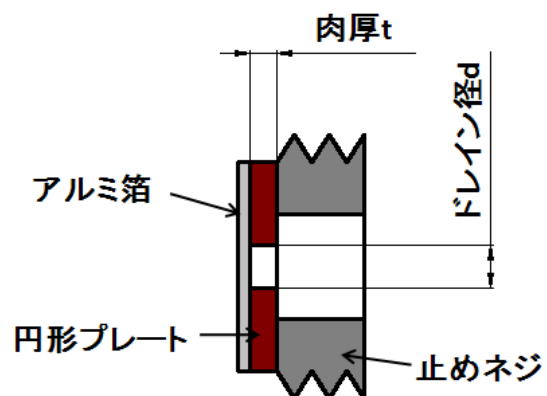


図 26 ドレイン拡大図

4.3. 試験方法

粉粒体を充填した円管を軸圧縮した際、充填した粉粒体が円管に作用する内圧を測定するのは非常に困難である。そこで、粉粒体を充填したピストンシリンダーを用いて側面ドレインの円形プレートに設置したアルミ箔の破断圧力を測定し、この結果を基に、円管内に設置するアルミ箔の枚数により充填した粉粒体が円管に作用する内圧を制御する方法を考えた。

そこで本試験では、ドレイン径 d および側面ドレインに設置したアルミ箔の枚数 n とアルミ箔の破断圧力の関係を明らかにする。ピストンシリンダーの底辺から高さ 160mm の位置まで粉粒体を充填し、インストロン万能試験機を用いて速度 30mm/min で単軸圧縮を行う。ピストンシリンダーの側面に設置した圧力素子により、充填した粉粒体がシリンダーに作用する内圧を測定し、ドレインに設置したアルミ箔が破断し粉粒体が排出する瞬間の圧力について評価する。

表 8 に、試験を行った側面ドレイン径 d とドレインに設置したアルミ箔の枚数 n の条件を示す。

表 8 ドレイン径とアルミ箔の枚数

ドレイン径 d [mm]	2.5	3	4	5	6
アルミ箔の枚数 n [枚]	1	2	3	4	5

4.4. 試験結果と考察

ピストンシリンダー側面に設置した圧力素子によって測定した圧力と変位の関係の一例を図 27 に示す. 図 27 はドレイン径 $d=5\text{mm}$, ドレインに設置したアルミ箔の枚数 $n=3$ の場合である. 図 27 より変位が増加するとともにピストンシリンダー内の圧力も増加していき, 変位 7mm 付近で圧力が急激に減少する様子が分かる. これは充填した粉粒体によりピストンシリンダーに内圧が作用し, 設置したアルミ箔が破れ, 粉粒体がドレインから排出されたことでシリンダー内の圧力が低下したことを示している. そこでピストンシリンダー内の圧力が急激に減少する直前のピーク圧力を破断圧力 $P_{\max}$ と定め, 種々のドレイン径 d およびドレインに設置したアルミ箔の枚数 n と破断圧力 $P_{\max}$ の関係を図 28 に示す.

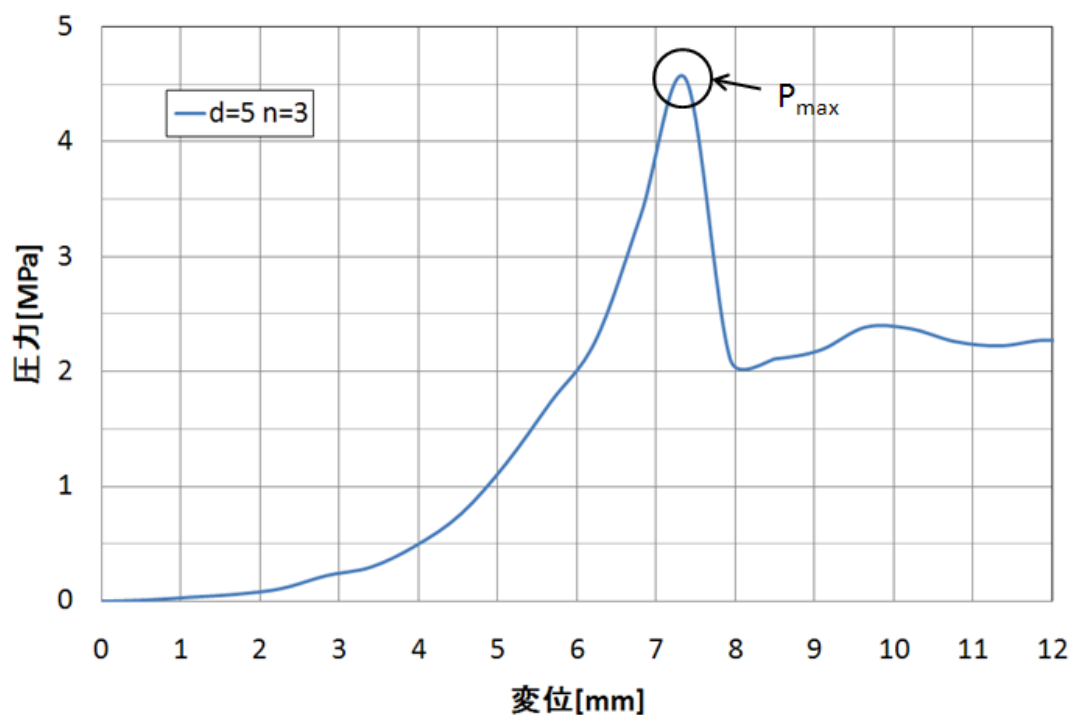


図 27 圧力と変位の関係の一例

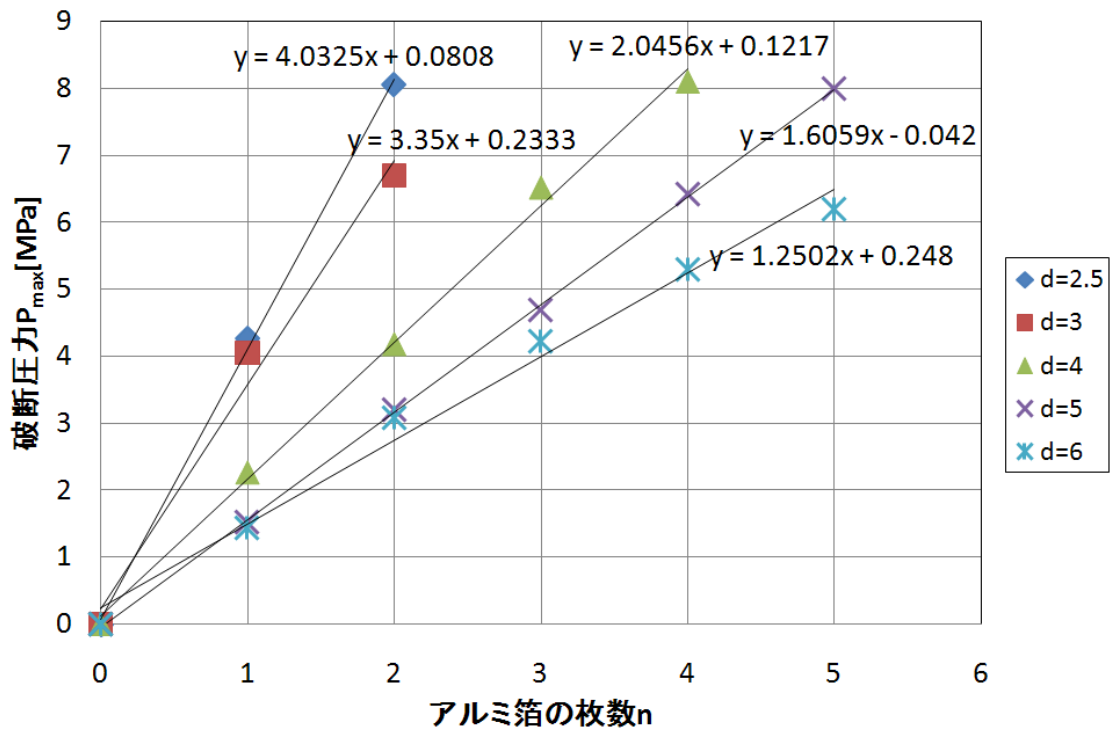


図 28 ドレインに設置したアルミ箔の枚数と破断圧力の関係

図 28 の縦軸は、ドレインに設置したアルミ箔の破断圧力 $P_{\max}$ ，横軸はドレインに設置したアルミ箔の枚数 n である．図 28 より，ドレイン径 d に依らずドレインに設置したアルミ箔の枚数 n が増加すると，それに伴いアルミ箔の破断圧力 $P_{\max}$ も線形的に増加することが分かる．図 28 の線形近似直線の傾きは，種々のドレイン径によるアルミ箔単位枚数あたりの平均破断圧力 P_{ave} [MPa/枚]である．

次にドレイン径 d とドレインに設置したアルミ箔の破断圧力 $P_{\max}$ との関係を明らかにするため，縦軸に図 28 の線形近似直線で求めたアルミ箔単位枚数あたりの平均破断圧力 P_{ave} ，横軸にドレイン径 d をとったグラフを図 29 に示す．

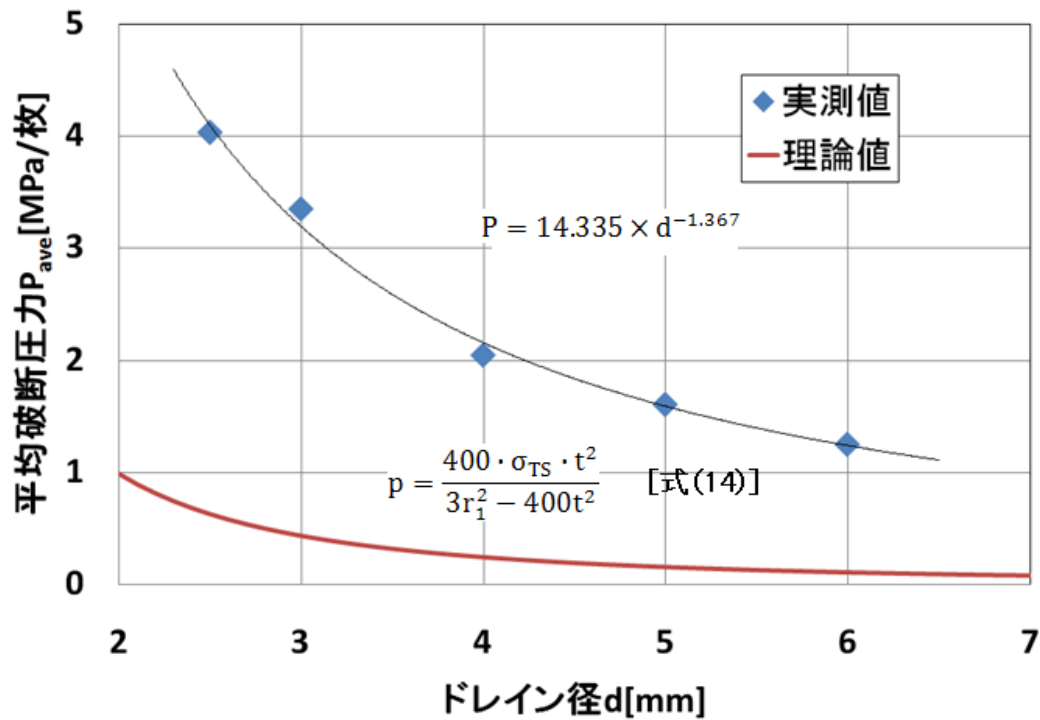


図 29 アルミ箔単位枚数あたりの平均破断圧力とドレイン径との関係

図 29 より，ドレイン径 d とアルミ箔単位枚数あたりの平均破断圧力 P_{ave} は図中に示したように累乗の関係が成立することが分かる．

一方で，圧力容器の平面円板のふたに働く周方向応力 σ_{θ} および半径方向応力 σ_r は，式 (12)，式 (13) によって求めることができる⁶⁾．

$$\sigma_{\theta} = \pm \frac{3p}{800t^2} \cdot \{(1 + \gamma) \cdot r_1^2 - (1 + 3\gamma) \cdot r^2\} \quad (12)$$

$$\sigma_r = \pm \frac{3p}{800t^2} \cdot \{(1 + \gamma) \cdot r_1^2 - (3 + \gamma) \cdot r^2\} \quad (13)$$

r_1 は円板の外半径， r は円板の任意の半径， t は円板の肉厚， ν はポアソン比であり，平面円板の円周は固定支持である．

式 (12)，式 (13) をより求めた圧力容器の平面円板のふたの破断圧力 p を式 (14) に示す．

$$p = \frac{400 \cdot \sigma_{TS} \cdot t^2}{3r_1^2 - 400t^2} \quad (14)$$

σ_{TS} は平面円板の引張り強さである。

図 29 の理論値は式 (14) によって求めたアルミ箔の理論破断圧力であり，実測値はピストンシリンダーに充填した粉粒体がシリンダーに作用した内圧である。

図 29 より理論値は実測値と比べて低い値を示した。これはドレインに設置したアルミ箔が内圧によって伸びたことで，ドレイン付近で空隙ができ，圧力測定部とドレイン付近で内圧に差異が生じたためと思われる。この差異は粉粒体により内圧を付加したことが原因であり，一定内圧を付加できる流体を用いることで差異は減少していくと考えられる。

図 28，図 29 の二つのグラフより，本試験に使用した東洋アルミニウム株式会社製アルミ箔の破断圧力 P_{max} とドレイン径 d およびドレインに設置したアルミ箔の枚数 n の間には，下記に示す実験式 (15) が成立する。

$$P_{max} = (14.335 \times d^{-1.367}) \times n \quad (15)$$

2.4.4 で述べたとおり，円管軸圧縮時の荷重を均一にする最適内圧は，式 (11) によって求めることができる。また粉粒体を充填した円管を軸圧縮した際に円管に作用する内圧は，式 (15) を用いれば制御可能である。よってこの 2 式 (11)，(15) を用いることで，側面にドレインを設け，粉粒体を充填した円管に最適内圧を付加し，軸圧縮時の荷重を均一にすることが可能だと推測できる。

5. 粉粒体を充填した円管の軸圧縮特性

5.1. 供試材

試験に使用する供試材は一般構造用炭素鋼鋼管 STKM11A である。供試材の寸法は管長さ 120mm，内径 29.4mm，肉厚 1.2mm である。供試材の外観を図 30 に，供試材の機械的特性を表 9 に示す。また試験で使用した粉粒体は 3.1 で述べたガラスビーズと同じ粒径 $300\mu\text{m}$ のものを，アルミ箔は 4.1 で述べたものと同じ東洋アルミニウム株式会社製の家庭用アルミ箔で厚さ $11\mu\text{m}$ のものを使用した。



図 30 一般構造用炭素鋼鋼管 STKM11A の外観

表 9 一般構造用炭素鋼鋼管 STKM11A の機械的特性

降伏応力 [MPa]	引張り強さ [MPa]	伸び [%]	F 値 [MPa]	n 値 [-]
229	396	48	493	0.21

5.2. 試験装置

本試験では側面および底面にドレインを設けた円管に粉粒体を充填し，軸圧縮を行う．円管側面に設けるドレインは，円管単体を軸圧縮した際の荷重変位線図および円管の変形挙動を基に，円管の軸方向に 12mm 間隔で 9 箇所，周方向に 90° 間隔で 4 箇所の計 36 箇所設けた．側面にドレインを設けた円管の外観を図 31 に示す．円管側面に設けるドレインの径は，3 の円管側面のドレイン形状と圧縮荷重の関係を基に，円管の肉厚 t と円管側面に設けるドレインの径 d との関係が $t/d < 0.5$ の条件を満たすように，円管側面に設けるドレインの径 d は 2.5mm 以上とした．

また，中心にドレインを設けた鋼板を円管に設置することで底面ドレインとした．この際底面ドレインが円管の中央にくるように設置する．底面ドレインを設けた鋼板の寸法形状は，幅 70mm，長さ 70mm，肉厚 3mm であり，図 32 のように裏側にテーパ上穴をあけることで，粉粒体排出時に肉厚の影響を受けないようになっている．



図 31 側面にドレインを設けた円管の外観

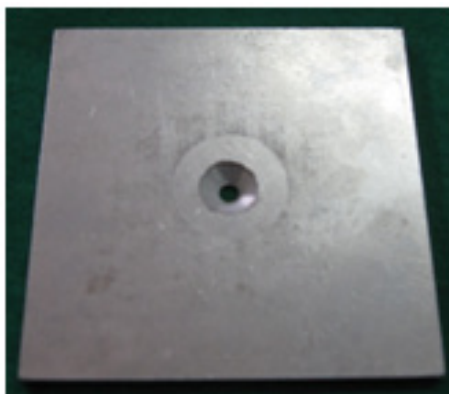


図 32 底面ドレインに用いる鋼板

試験装置の概略図を図 33 に，試験装置および土台の外観を図 34， 図 35 に示す． 図 35 から分かるとおり，土台の中央には底面に設けるドレインの径 d と比べて十分に大きい直径 20mm の穴が開けてあり，底面ドレインから粉粒体を排出する際に妨げとならないようになっている．また土台の上面には幅 70mm，長さ 70mm，深さ 1mm の溝を設けてあり，円管に設置した鋼板が固定できるようにしてある．

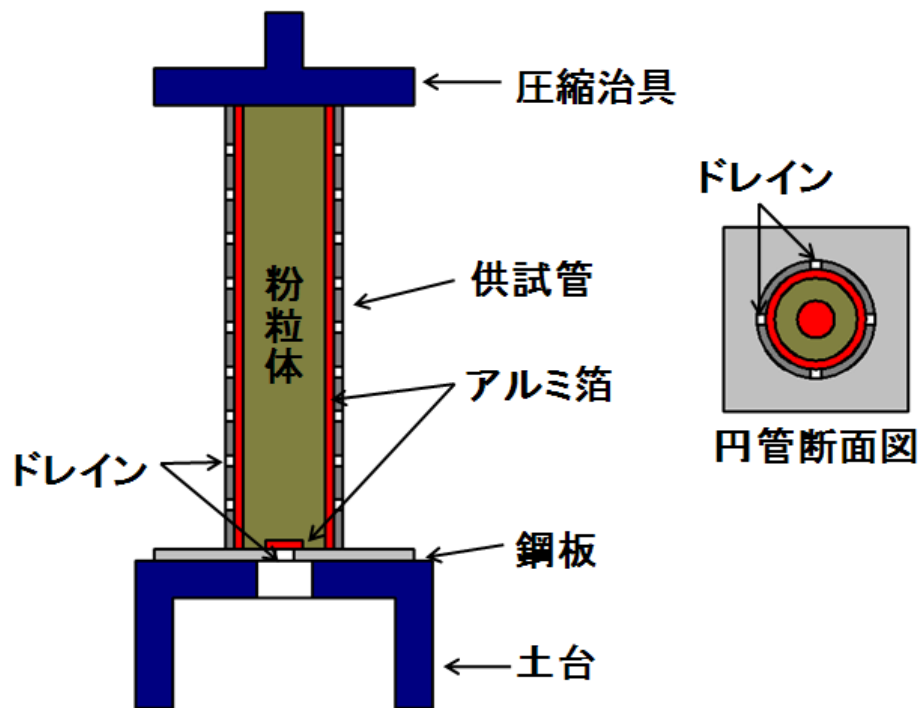


図 33 円管圧縮試験装置の概略図

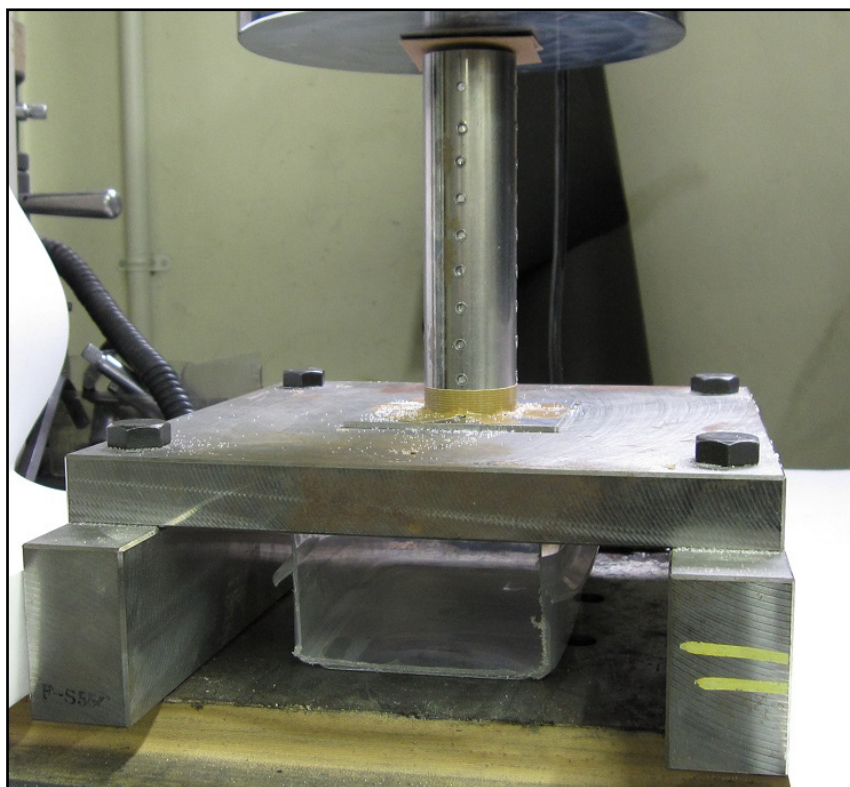


図 34 試験装置の外観

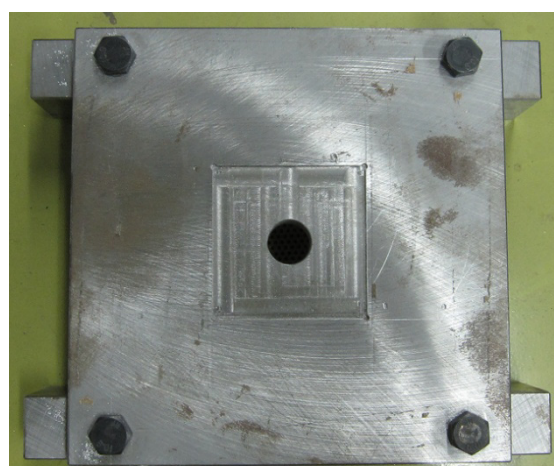


図 35 土台の外観

5.3. 試験方法

5.3.1. 側面ドレインによる内圧の制御

上記の試験装置を用いて、円管に設けた側面ドレインの径により円管内に作用する内圧を制御する。側面ドレインを設けた円管に粉粒体を充填し、インストロン万能試験機で軸圧縮した際のエネルギー量を検討する。圧縮速度は供試管の軸方向に速度 170mm/min とした。

粉粒体がドレインから漏れるのを防ぐため、円管側面にアルミ箔を 1 枚設置する。また底面にもドレインを設ける場合は、軸圧縮した際に側面ドレインから粉粒体を排出させ、圧縮過程の最後に底面ドレインから粉粒体が排出するように、底面ドレインには側面よりも多いアルミ箔を任意に設置した。

粉粒体は円管一杯まで充填し、その際円管をタップしながら充填することで粉粒体の充填具合を一定にした。圧縮治具と円管の接触部に粉粒体が入り込み軸圧縮時に円管が横滑りするのを防ぐため、圧縮治具と円管の間に#240 の紙ヤスリを一枚挟む。

表 10 に試験を行ったドレイン径およびアルミ箔の条件を示す。

表 10 側面ドレインによる内圧制御の試験条件

側面ドレイン径 d[mm]	アルミ箔の枚数 n	底面ドレイン径 D[mm]	アルミ箔の枚数 n
2.5	1		
3	1		
4	1		
2.5	1	5	16
4	1	5	5

5.3.2. アルミ箔による内圧の制御

2.4.4 の理論最適内圧の式 (11) を用いて円管に付加する最適圧力を算出する。そして、4 の円管側面のドレインに設置したアルミ箔と破断圧力の実験式 (15) を基に、円管に設けるドレインの径およびドレインに設置するアルミ箔の枚数を決定し、円管内に作用する内圧を制御する。使用した試験装置や圧縮速度、粉粒体の充填方法等は 5.3.1 と同様である。

$$p = \frac{-\sigma_{z \min} \times \left(\frac{R_1}{t} - \frac{1}{2}\right) + \sqrt{\left\{\sigma_{z \min} \times \left(\frac{R_1}{t} - \frac{1}{2}\right)\right\}^2 - 4(\sigma_{z \min}^2 - Y^2)\left\{\left(\frac{R_1}{t}\right)^2 + \frac{1}{4} + \frac{R_1}{2t}\right\}}}{2\left\{\left(\frac{R_1}{t}\right)^2 + \frac{1}{4} + \frac{R_1}{2t}\right\}} \quad (11)$$

$\sigma_{z \min}$ は式 (10) によって求まる減衰部での最小応力値であり、 t はアルミニウム円管の標点部の肉厚、 R_1 は円管の内半径、 Y は降伏応力である。

$$P_{\max} = (14.335 \times d^{-1.367}) \times n \quad (15)$$

$P_{\max}$ は本試験に使用したアルミ箔の破断圧力であり、 d はドレイン径、 n はドレインに設置したアルミ箔の枚数である。

底面ドレインに設置するアルミ箔は、側面ドレインから粉粒体を排出後、圧縮過程の最後に底面ドレインに設置したアルミ箔が破断し、粉粒体を排出するようにするため、側面ドレインに設置したアルミ箔よりも少し高めに破断圧力を設定し、実験式（15）を用いてアルミ箔の枚数を決定した。

2式（11）、（15）より求めた、円管軸圧縮時に発生する荷重を均一にする付加最適内圧と側面のドレイン径およびドレインに設置すべきアルミ箔の枚数の関係を表 11 に、底面ドレインの径と設定したアルミ箔の破断圧力の値およびアルミ箔の枚数を表 12 に示す。

表 11 付加最適内圧と試験条件

	付加最適内圧[MPa]	アルミ箔の枚数
側面ドレイン d=3	14.7	5
側面ドレイン d=4		7

表 12 底面ドレインの試験条件

	設定破断圧力[MPa]	アルミ箔の枚数
底面ドレイン d=3	22	7
底面ドレイン d=4.1		11

5.4. 試験結果と考察

5.4.1. 側面ドレインによる内圧の制御

円管側面にのみドレインを設け、粉粒体を充填し軸圧縮した際の荷重変位特性を図 36 に示す。図 36 より、側面に設けるドレインの径 d が小さいほど軸圧縮した際に発生する圧縮荷重は増加していく傾向が見られる。これは円管側面に設けたドレイン径が小さいほど、軸圧縮時に充填した粉粒体によって円管に作用する内圧が高くなるためである。その一方で、円管側面に設けたドレイン径が小さくなると排出される粉粒体の量も減少し、内部に残存する粉粒体が増加してしまうため最大圧縮変位は減少してしまう。また図 36 の初期のピーク荷重は円管の側面にドレインを設けることで減少し、その減少量はドレイン径が大きいほど増加する。図 37 に図 36 の荷重変位線図より算出した軸圧縮エネルギー量および最大圧縮変位と円管側面に設けたドレインの径との関係を示す。

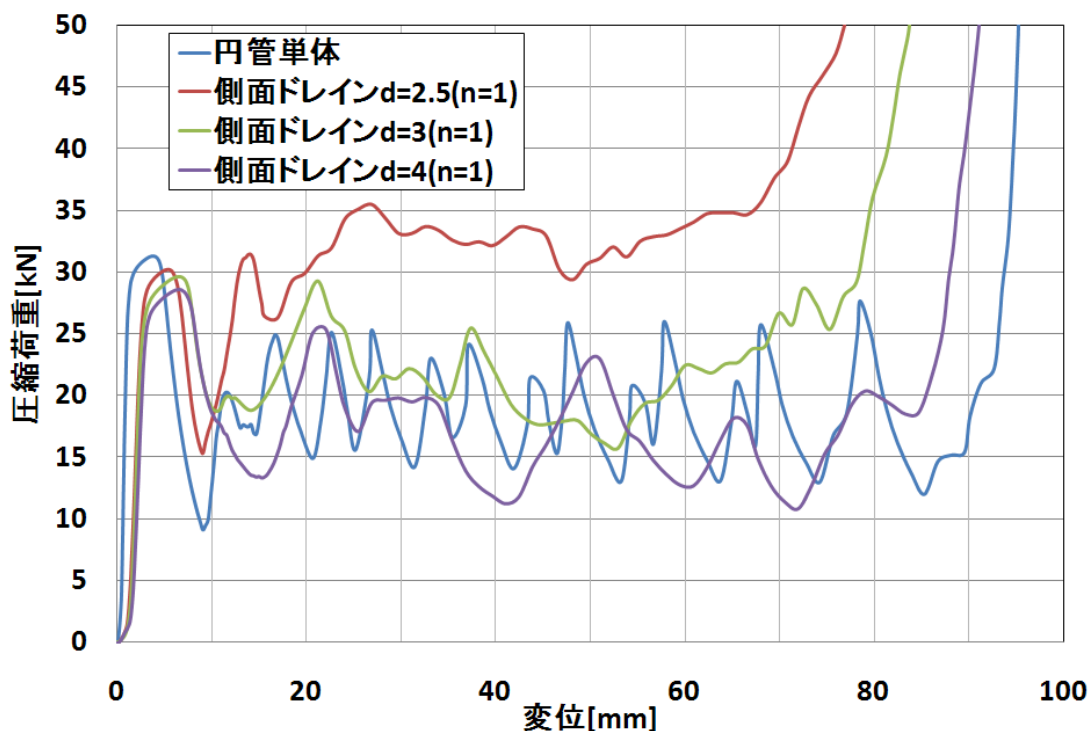


図 36 側面ドレインを設けた円管の荷重変位特性
(側面ドレインによる内圧の制御)

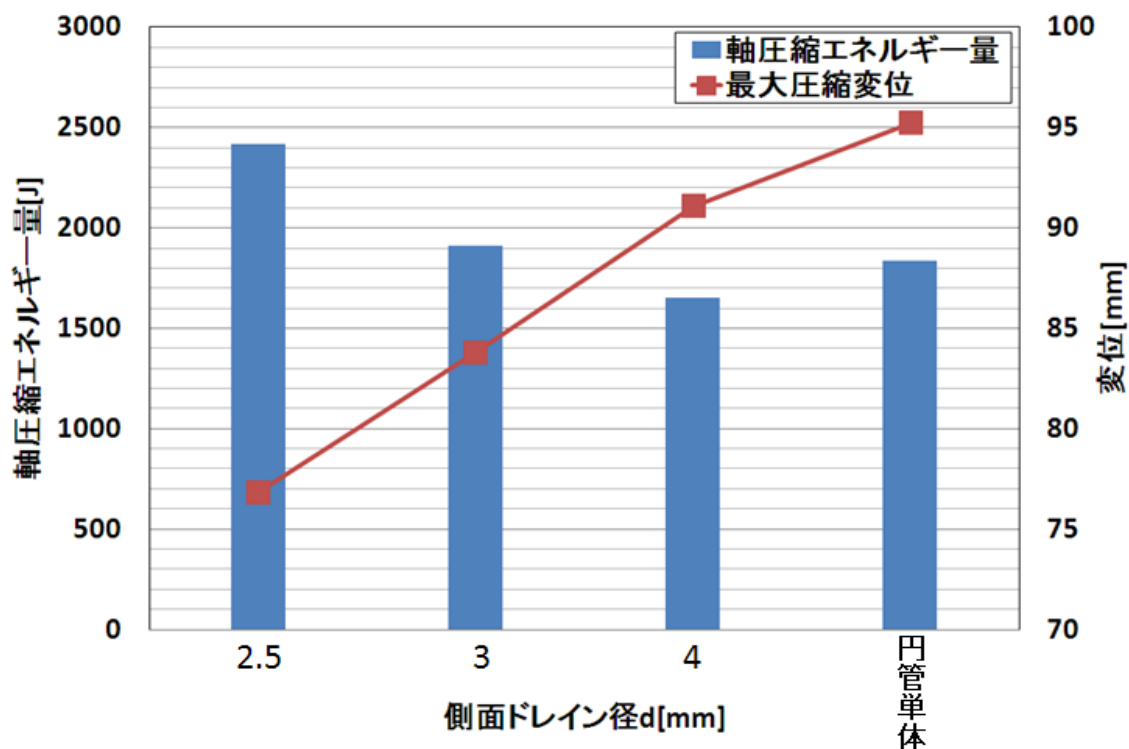


図 37 軸圧縮エネルギー量と側面ドレイン径の関係
(側面ドレインによる内圧の制御)

図 37 の第一軸は軸圧縮エネルギー量，第二軸は変位，横軸は円管側面に設けたドレイン径である．図 37 より，円管側面に設けるドレインの径を小さくしていくことで，円管軸圧縮時のエネルギー量は増加していく．円管側面に設けたドレイン径 $d=2.5\text{mm}$ では円管単体を軸圧縮した時と比較して約 30% エネルギー量が増加した．一方で最大圧縮変位は管単体と比較して 20% 減少しており，この最大圧縮変位を伸ばすことで，更なる軸圧縮エネルギー量の増加が可能である．そこで円管側面から充填した粉粒体を排出し円管軸圧縮時の荷重を増加させ，圧縮過程の最後に底面に設けたドレインから粉粒体を排出することで，最大圧縮変位の増加を目指した．図 38 に円管の側面および底面にドレインを設け，粉粒体を充填し軸圧縮した際の荷重変位特性を示す．

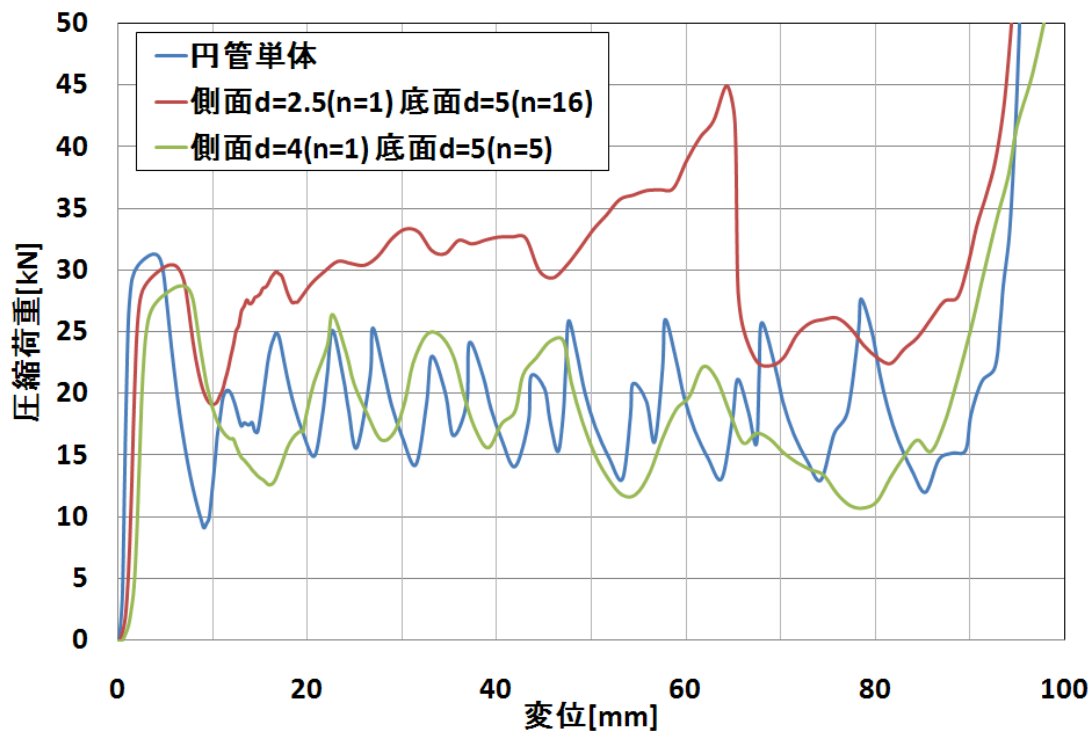


図 38 側面および底面にドレインを設けた円管の荷重変位特性
(側面ドレインによる内圧の制御)

図 38 より，円管側面のドレイン径 $d=2.5\text{mm}$ では変位 60mm 付近で圧縮荷重が増加していき，その後急激に減少する．これは円管内に残存した粉粒体により底面ドレインに設置したアルミ箔が破断し，円管内に残存していた粉粒体が底面ドレインから排出されたためである．これにより側面ドレインのみでは 75mm 程度だった最大圧縮変位が 95mm 程度まで増加した．図 39 に図 38 の荷重変位特性より算出した軸圧縮エネルギー量および最大圧縮変位と円管側面および底面に設けたドレイン径との関係を示す．

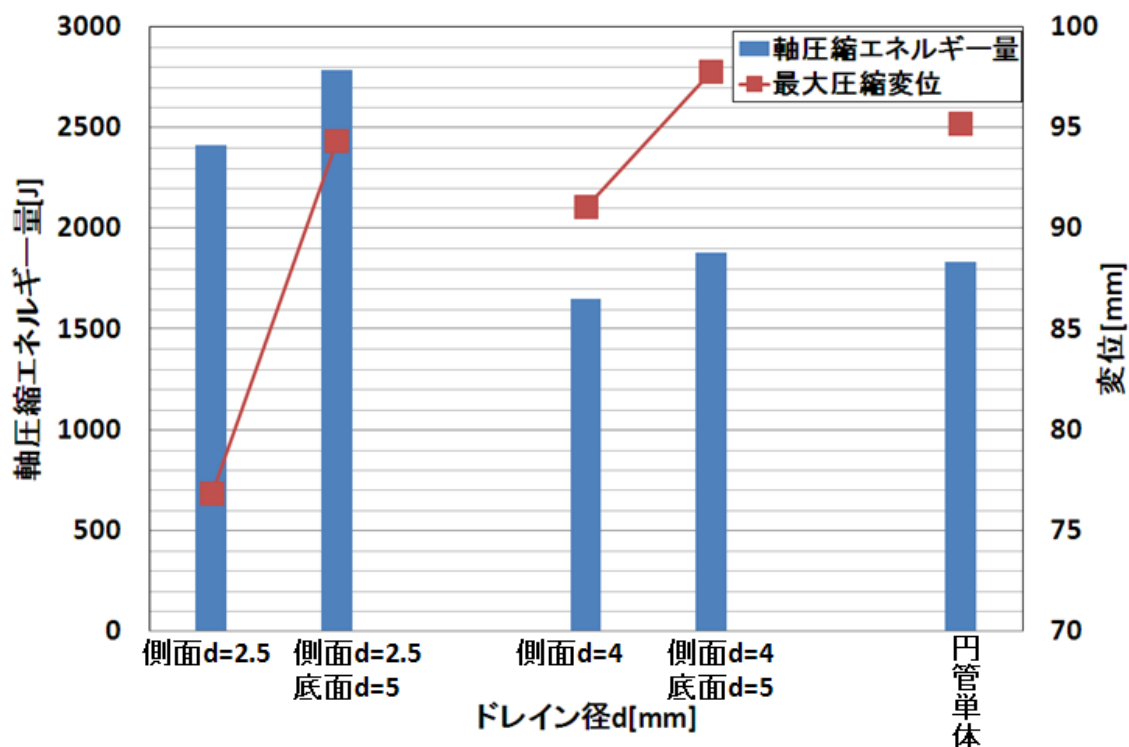


図 39 軸圧縮エネルギー量と側面および底面ドレイン径の関係
(側面ドレインによる内圧の制御)

図 39 の第一軸は軸圧縮エネルギー量，第二軸は変位，横軸は側面および底面に設けたドレイン径である．図 39 より円管側面に設けたドレイン径 $d=2.5\text{mm}$ および $d=4\text{mm}$ 双方において，円管底面にもドレインを設けることで最大圧縮変位が増加し，それに伴い軸圧縮エネルギー量が増加していることが分かる．側面のドレイン径 $d=2.5\text{mm}$ では，底面にもドレインを設けることで最大圧縮変位が 20%増加しており，これにより側面に 2.5mm，底面に 5mm のドレインを設けた円管を軸圧縮した際のエネルギー量は，円管単体よりも 50%増加した．

円管の側面および底面にドレインを設け，粉粒体を充填することで，円管軸圧縮時のエネルギー量は大幅に増加することが明らかになった．しかし今回のドレインの径により内圧を制御する方法では，軸圧縮時に発生する荷重値や底面ドレインからの排出のタイミングを制御するのが困難である．そこで円管に設けたドレインに設置するアルミ箔の枚数により，円管に作用する内圧を制御する方法を行う．

5.4.2. アルミ箔による内圧の制御

2.4.4 の理論最適内圧の式 (11) および 4 の円管側面のドレインに設置したアルミ箔と破断圧力の実験式 (15) により決定した条件での荷重変位特性を図 40 に示す。

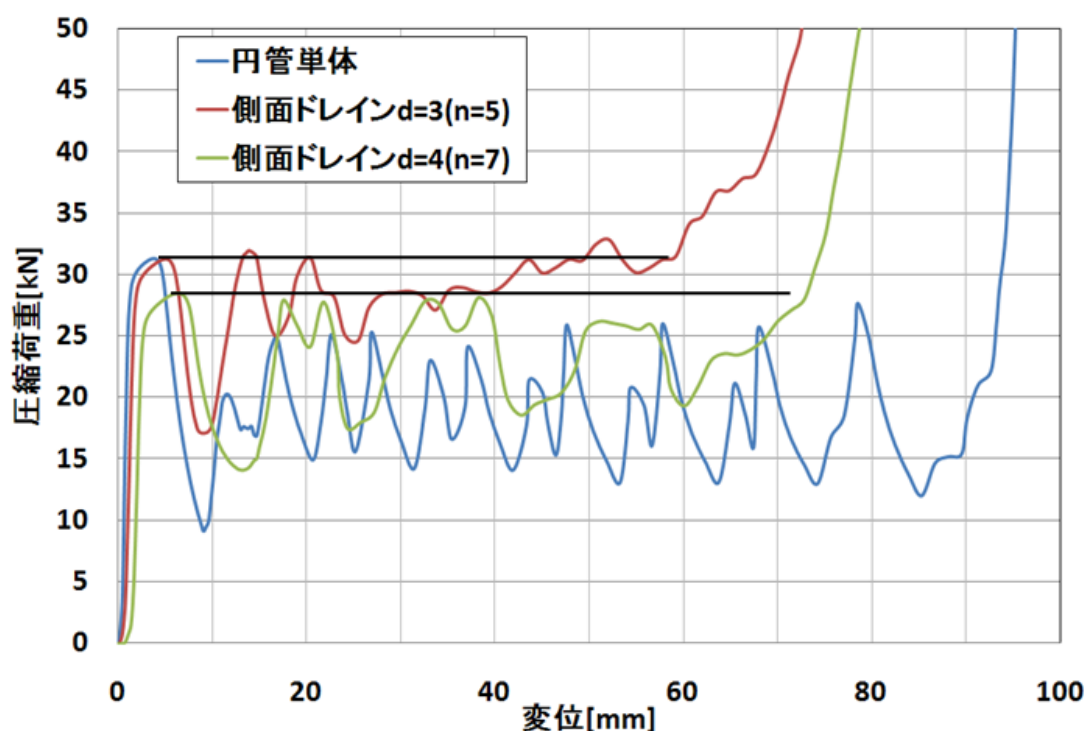


図 40 側面ドレインを設けた円管の荷重変位特性
(アルミ箔による内圧の制御)

図 40 より、ドレインに設置したアルミ箔の枚数により円管内の圧力を制御することで円管に一定内圧を付加することができ、それにより軸圧縮時に発生する荷重の振幅が減少し、初期のピーク荷重値とほぼ均一の荷重が発生することが明らかである。円管軸圧縮開始直後は円管内の圧力は低い、軸圧縮が進んでいくことで充填した粉粒体によって円管に作用する圧力が増加していく。そして式 (11) および式 (15) で制御した圧力になると、アルミ箔が破れ粉粒体を排出し、内圧の過度の増加を抑制するため、均一の荷重が発生したと思われる。この結果より理論最適内圧の式 (11) およびアルミ箔の破断圧力の実験式 (15) を用いることで、粉粒体を充填した円管に作用する内圧を制御することができ、円管を軸圧縮した際に発生する荷重の均一化が可能であると考えられる。

側面ドレイン径 $d=3\text{mm}$ および $d=4\text{mm}$ 双方で、初期のピーク荷重と均一の荷重を示した直後に荷重の減少が確認できるが、これはアルミ箔が破断し側面ドレインから粉粒体が排出されたことで一時的に内圧が低下したためである。この減少は側面に設けたドレインの径が小さいほど少なく、振幅の小さな均一の荷重を示す。またこの荷重の減少量は、円管を圧縮する速度にも依存していると思われ、圧縮速度が増すほど荷重の減少は少なくなると考えられる。

しかし側面ドレインによる内圧の制御の時と同様に、側面にのみドレインを設けた円管では充填した粉粒体を全て排出することができず、円管内に残存してしまい、最大圧縮変位が減少してしまう。そこで底面ドレインにもアルミ箔の破断の式 (15) を適用し、荷重の均一化と最大圧縮変位の増加を目指す。図 41 に側面および底面にドレインを設けた時の荷重変位特性を示す。

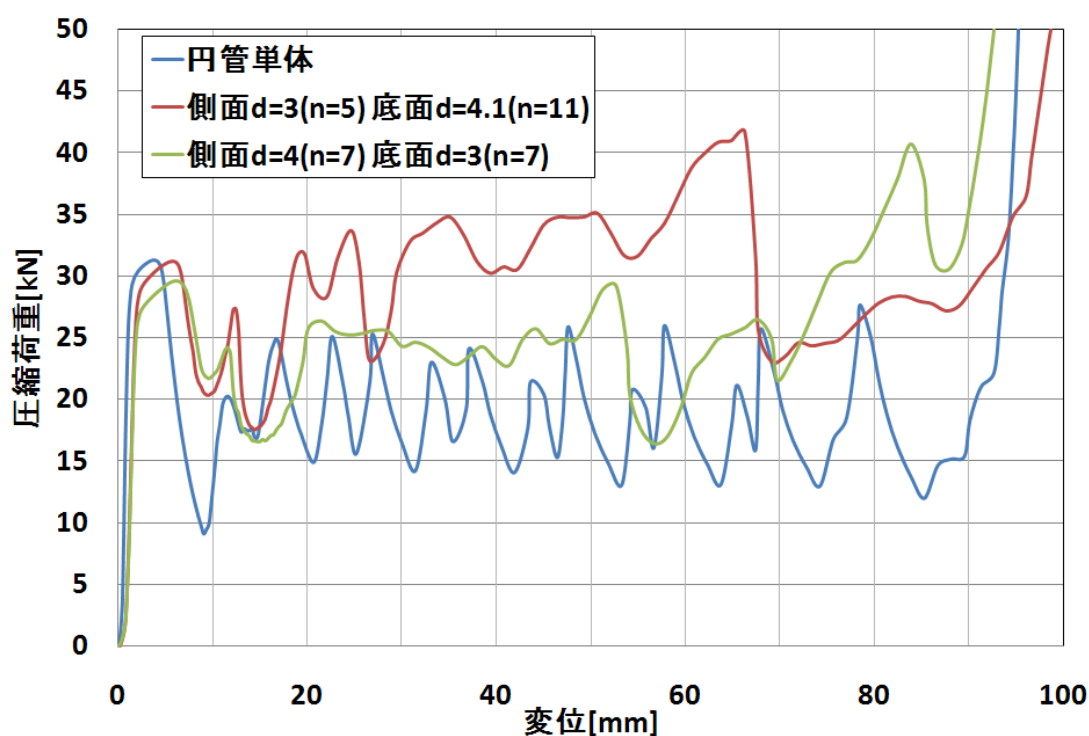


図 41 側面および底面にドレインを設けた円管の荷重変位特性
(アルミ箔による内圧の制御)

円管の側面および底面にドレインを設けることで、円管内に充填した粉粒体を全て排出することができ、側面のドレイン径 $d=3\text{mm}$ では最大圧縮変位が 25mm 程度増加し、円管単体よりも最大圧縮変位が大きくなった。これは円管の側面にドレインを設けることで、円管を軸圧縮した際の変形挙動が軸対称変形から軸対称と非軸対称が混合した変形に移行したためである。図 42 に円管単体と側面 $d=3\text{mm}$ 、底面 $d=4.1\text{mm}$ のドレインを設けた円管の変形挙動を示す。

また側面ドレイン径 $d=3\text{mm}$ 、底面ドレイン径 $d=4.1\text{mm}$ では、側面にのみ 3mm のドレインを設けた時と比べて荷重が多少増加している点があるが、これは側面ドレインの一部が詰まり、粉粒体を排出できなかったことで、円管に作用する内圧が過度に増加してしまったと思われる。変位 70mm 付近で荷重が急激に減少しているが、これは底面に設けたドレインから粉粒体が排出されたためである。図 41 の荷重変位特性より算出した軸圧縮エネルギー量および最大圧縮変位と円管側面および底面に設けたドレインの径との関係を図 43 に示す。



図 42 円管単体およびドレインを設けた円管の変形挙動

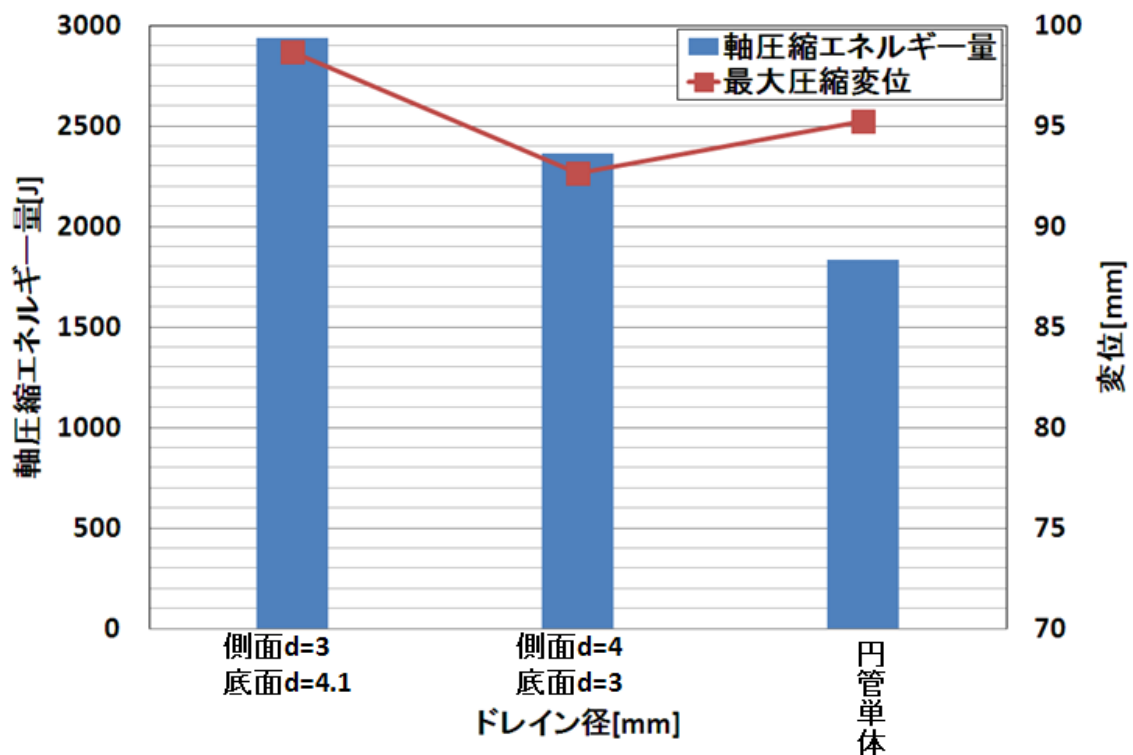


図 43 軸圧縮エネルギー量と側面および底面ドレイン径の関係
(アルミ箔による内圧の制御)

図 43 より，理論最適内圧の式 (11) およびアルミ箔の破断圧力の実験式 (15) を用い，側面および底面にドレインを設けた円管に粉粒体を充填することで，円管軸圧縮時のエネルギー量が円管単体と比較して 60%増加したことが分かる．図 41 の側面ドレイン径 $d=3\text{mm}$ において底面ドレインから粉粒体を排出する際の荷重の減少を抑制することで，軸圧縮エネルギー量は更に増加すると予想できる．

6. 結言

- 1) 円管に内圧を付加することで，軸圧縮時の変形挙動が非軸対称変形から軸対称変形へと移行し，発生するしわの数も減少する．
- 2) 円管に内圧を付加することで，軸圧縮した際の円管側面における初期の軸方向ピーク応力 $\sigma_{z \max}$ は減少していくが，軸方向最小応力値 $\sigma_{z \min}$ は付加する内圧に依らず一定の値を示す．
- 3) 円管を軸圧縮した際の円管側面における初期のピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ と最小応力値 $\sigma_{z \min}$ が一致する内圧を円管に付加することで，円管軸圧縮時の荷重が均一になる．
- 4) 円管の肉厚 t と円管側面に設けたドレイン径 d との関係 t/d が 0.5 未満になるドレインを円管の側面に設けた場合，円管の肉厚は粉粒体排出時の圧縮荷重に影響を与えない．
- 5) 円管側面のドレインに設置したアルミ箔の枚数が増加すると，破断圧力も線形的に増加する．また単位枚数あたりの平均破断圧力とドレイン径との間には累乗の関係が成り立つ．
- 6) 円管側面にドレインを設け，粉粒体を充填し軸圧縮する際，円管に設置するアルミ箔の枚数により円管に作用する内圧を制御することで，円管に一定内圧を付加することができ，均一の荷重が得られる．
- 7) 円管の側面および底面にドレインを設け，最適条件で円管を軸圧縮することで，円管単体と比較して軸圧縮時のエネルギー量が 60%増加した．

参考文献

- 1) 漆山雄太他：HONDA R&D ,Technical Review Vol.13, No2.2001
- 2) L.H.Sobel：Transactions of the ASME,vol.102, pp40 -44,1980,2
- 3) 井出翔太他：第 58 回塑性加工連合講演会,pp505-506,2007
- 4) 山崎省二他：日本機械学会, pp141-142,2006
- 5) 吉田真康他：第 59 回塑性加工連合講演会,pp217-218,2008
- 6) 吉沢武男：機械要素設計（改訂版）,pp89-101,1994
- 7) L.H.Sobel, S.Z.Newman：Plastic Buckling of Cylindrical Shells Under Axial Compression ,Trans-actions of the ASME,vol.102,pp40-44,1980,2
- 8) A.A. Singace,：Axial crushing analysis of tubes deforming in the multi-lobe mode ,International Journal of Mechanical Sciences 41 ,pp865-890,1999
- 9) 葉山益次郎：塑性学と塑性加工,1962
- 10) 鵜戸口英善他：材料力学 上巻,1957
- 11) 粉体工学の基礎編集委員会：粉体工学の基礎,1992

付録

供試管の溶接部の影響

2 の試験に用いたアルミニウム円管は、2.1.2 に示すとおり上下の蓋部およびネジ部をすみ肉溶接によって取り付けた。図 4 が示すとおり、試験に使用した供試管の標点部は溶接部から約 20mm の距離をとっており、溶接による熱影響を受けていない。しかし図 44 に示した長さ 150mm の供試管では、供試管の標点部は溶接部から約 10mm の距離しかとっておらず、溶接の影響が懸念される。そこで①、②部のショア硬さを表 13 に、長さ 150mm の供試管を軸圧縮した際の軸方向応力歪み特性は図 45 に示す。

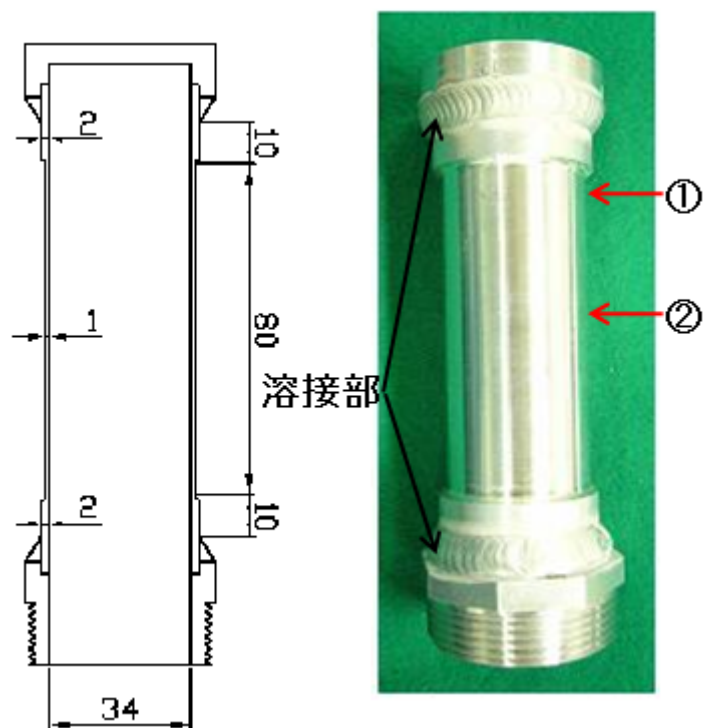


図 44 長さ 150mm の供試管の寸法形状

表 13 長さ 150mm の供試管のショア硬さ

測定箇所（溶接部からの距離）	ショア硬さ HS
① (l=12.5mm)	38.0
② (l= 45mm)	64.6
アルミニウム円管（溶接無し）	61

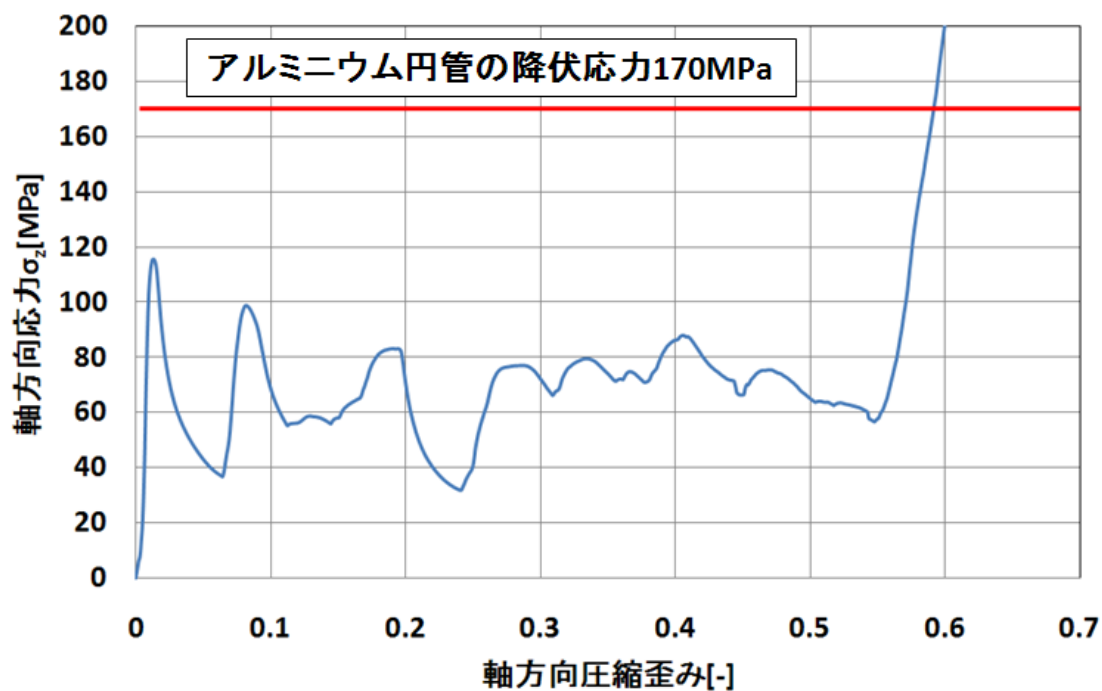
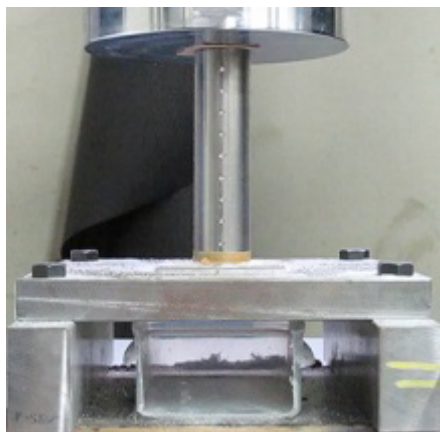


図 45 長さ 150mm の供試管の軸方向応力歪み特性

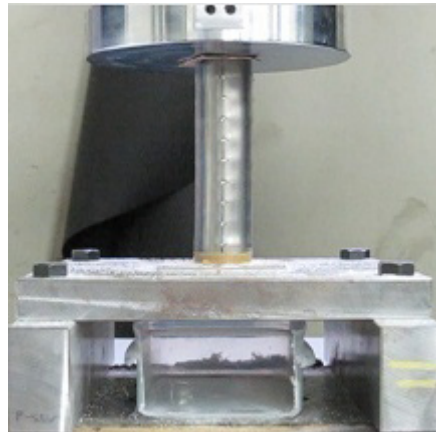
長さ 150mm の供試管の機械的特性は表 1 で示した値と同じである。しかし図 45 が示すとおり、長さ 150mm の供試管単体を軸圧縮した際の初期のピーク軸方向応力値 $\sigma_{z \max}$ は 116MPa であり、降伏応力の 170MPa と比較して著しく低い値となっている。これは表 13 が示すとおり、供試管の標点部が溶接による熱影響を受けており、初期の軸方向ピーク応力値 $\sigma_{z \max}$ が降伏応力に比べて著しく低下したと思われる。よってアルミニウム円管を溶接した際の標点部は、溶接部から十分な距離をとる必要がある。

粉粒体を充填した円管の座屈，圧潰の様子

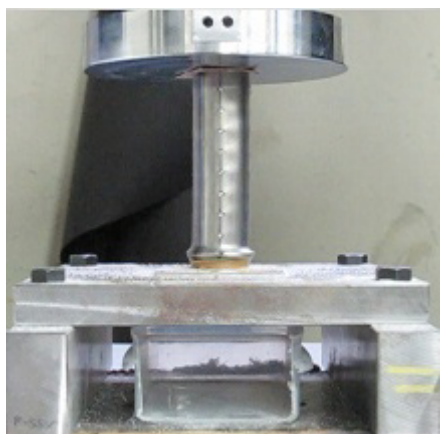
粉粒体を充填した円管の座屈，圧潰の様子を示す．



a-1



a-2



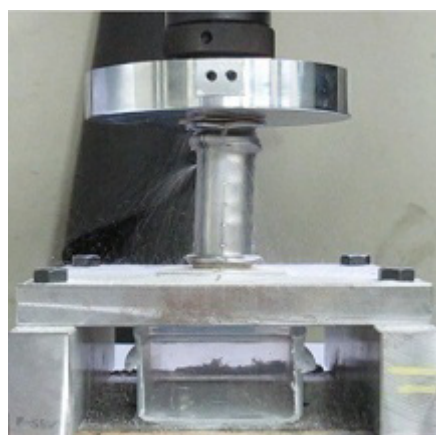
a-3



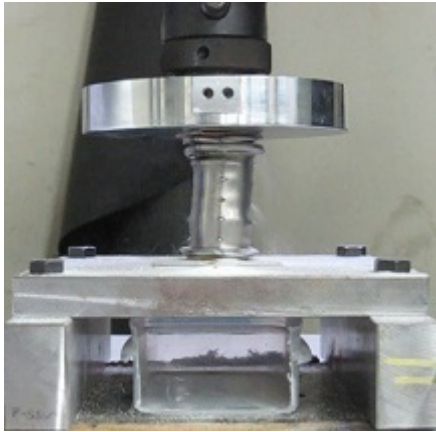
a-4



a-5



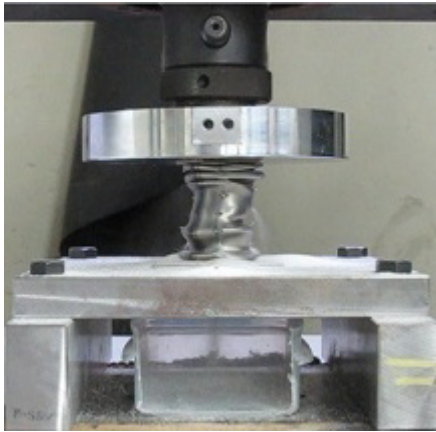
a-6



a-7



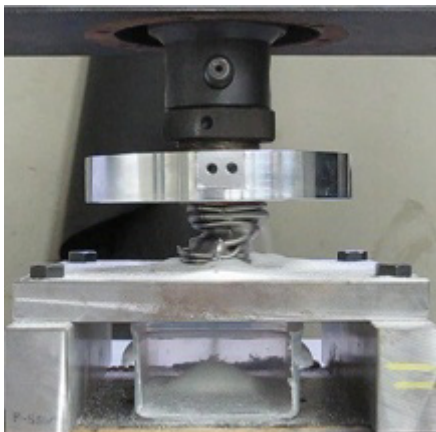
a-8



a-9



a-10



a-11



a-12

軸圧縮開始直後の a-1 から a-3 では、充填した粉粒体によって円管に作用する内圧が低く、側面ドレインから粉粒体は排出されていない。

しかし a-4 になると、円管に作用する内圧が増加したことで円管に設置したアルミ箔が破れ、粉粒体が排出される様子が円管上部で確認できる。

その後も円管の座屈、圧潰の進行とともに側面ドレインから粉粒体が排出されていく (a-5～a-8)。

そして a-9 が示すとおり、ある程度円管の座屈、圧潰が進行したところで、底面ドレインに設置したアルミ箔が破れ、円管内に残存している粉粒体が底面ドレインから排出される。

底面ドレインから粉粒体を排出したことで、円管に充填した粉粒体を全て排出することができ、最大圧縮変位の減少を抑制できることが分かる (a-10～a-12)。

謝辞

本研究および論文作成にあたり，御指導，御鞭撻を賜りました法政大学大学院
工学研究科機械工学専攻 直井久教授に厚く御礼を申し上げます。

研究の遂行にあたり供試材の提供と，多大なる御協力，御助言を頂きました株
式会社 本田技術研究所 山崎省二様，漆山雄太様に心より感謝の意を申し上げ
ます。

試験に用いた供試材や試験装置の製作，加工に御協力頂いた法政大学中央工作
室 富田様，小山様，藤巻様，尾形様に深く感謝の意を申し上げます。

本研究および論文作成にあたり，ともに協力して頂いた岡部君，王さん，佐藤
君，柳沢君に感謝の意を示し，御礼の言葉とさせていただきます。